

オーバーパック溶接部の設計手法に関する研究 —溶接品質定量化のための基礎データの取得—

(核燃料サイクル開発機構 研究委託内容報告書)

2000年2月

三菱重工業株式会社

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせ下さい。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松 4-49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部（技術協力課）

Inquires about copyright and reproduction should be addressed to:

Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

2000年2月

オーバーパック溶接部の設計手法に関する研究
－溶接品質定量化のための基礎データの取得－

柳澤 一郎^{*1}、重 隆司^{*2}、加口 仁^{*3}、富松 実^{*4}
佐郷 ひろみ^{*3}、内藤 大靖^{*3}、中村 和博^{*5}

要 旨

本研究では、溶接部の設計手法について見通しを得ることを目的に、溶接部の基礎データを取得し、これを用いた破壊予測解析等を実施した。各項目の成果は下記の通りである。

1) 供試体の設計および溶接施工条件の検討

溶接方法として電子ビーム溶接、TIG溶接、MAG溶接を選定し、溶接部の品質が実オーバーパックと同等となるよう溶接条件を検討した。

2) 供試体の製作

電子ビーム溶接とTIG溶接、MAG溶接の供試体3体を製作し、溶接部の品質がJIS Z 3104 1類以上であることを確認した。

3) 強度試験片等の採取・加工

溶接後の各供試体から試験片を採取し、腐食試験用試験体をサイクル機構殿へ納入した。

4) 強度試験および組織観察

引張試験は室温と150°C、破壊靭性試験は0°Cと150°Cで実施し、応力ひずみ曲線とJ-R曲線、ピッカース硬度などを取得すると共に、ミクロ組織、マクロ組織を観察した。

5) 評価

試験結果から得られた溶接部データを用い、「第2次とりまとめレポート」のオーバーパック構造を対象に、破壊予想解析ならびに溶接欠陥による不安定破壊の評価を実施し、下記の結論を得た。

- ・評価対象としたオーバーパック構造では、破壊荷重に対する溶接部の影響（材料特性、残留応力）ならびに製作公差の影響は無視できる。
- ・さらに板厚を減じた設計でも、崩壊が胴中央部から生じるため、破壊荷重への溶接部の影響は少ないと判断された。
- ・不安定破壊に至る欠陥寸法は10mm程度となり、現状の非破壊検査で検出可能なレベルである。この結論は、板厚を減じた設計でも同様と考えられる。

本報告書は、三菱重工業株式会社が核燃料サイクル開発機構の委託により実施した研究成果に関するものである。

契約番号：110D0154

機構担当部課室：東海事業所 環境保全・研究センター 処分研究部

処分バリア性能研究グループ 本間 信之

*1 三菱重工業株式会社 原子力プラント技術部 バンクエンド技術課

*2 三菱重工業株式会社 高砂研究所 製造技術開発センター

*3 三菱重工業株式会社 原子力プラント技術部 新型炉プラント技術課

*4 三菱重工業株式会社 高砂研究所 材料強度研究室

*5 三菱重工業株式会社 高砂研究所 構造研究室

Feb. 2000

A STUDY ON DESIGN METHODS FOR OVERPACK WELDS

- Acquisition of basic data to quantify welding quality -

Ichiro Yanagisawa^{*1}, Takashi Shige^{*2}, Hitoshi Kaguchi^{*3}, Minoru Tomimatsu^{*4}, Hiromi Sagou^{*3}, Taisei Naito^{*3}, Kazuhiro Nakamura^{*5}

ABSTRACT

In this study basic data on welds of overpack structures for HLW were acquired and a predictive destruction analysis was performed using the data acquired, in order to examine the viability of weld design methods. The results are summarized as follows:

1) Investigation of Design and Welding Conditions for Welded Joint Models

Three welding methods--EBW, TIG and MAG--were selected, and welding conditions were determined so that the welding quality almost equivalent to that of an actual over-pack was ensured.

2) Fabrication of Welded Joint Models

Three welded joint models, one for each of EBW, TIG and MAG, were fabricated. It was confirmed that these models satisfied the quality requirements for Class I specified in JIS Z3104.

3) Sampling and Machining of Strength Test Specimens

Test specimens were taken from each welded joint model, and models for corrosion tests were delivered to the Japan Nuclear Cycle Development Institute (JNC).

4) Strength Test and Micro/macro Structure Observation

Tensile tests were conducted at room temperature and at 150°C, and fracture toughness tests at 0°C and 150°C, in order to obtain stress-strain curves, J-R curves and Vickers hardness. In addition, an observation of micro and macro structures was performed.

5) Evaluation

Using the data on the welds obtained from the tests, a fracture prediction analysis and an evaluation of unstable fracture due to weld flaws were performed on the over-pack design described in the second progress report. The following conclusions were obtained:

- For the overpack design examined, the effects of welds (material property and residual stress) and fabrication tolerance on fracture loading are negligible.
- In addition, it was decided that even in a design with reduced wall thickness, welds have an insignificant effect on fracture loading because fracture initiates in the center of the shell of the overpack.
- The size of flaws leading to unstable fracture is on the order of 10 mm and can be detected by current non-destructive test techniques. These conclusions appear to be applicable to a design with reduced wall thickness.

This work was performed by Mitsubishi Heavy Industries (MHI), Ltd. under the contract with the Japan Nuclear Cycle Development Institute.

Contract No.: 110D0154

JNC Liaison: Nobuyuki Honma, Barrier Performance Group, Waste Isolation Research Division, Disposal Environmental Conservation and Research Center, Tokai Office

*1 Back-End Engineering Section, MHI Nuclear Plant Engineering Department

*2 Manufacturing Technology Center, MHI Takasago Research & Development Center

*3 Advanced Nuclear Plant Engineering Section, MHI Nuclear Plant Engineering Department

*4 Materials & Strength Laboratory, MHI Takasago Research & Development Center

*5 Structure Laboratory, MHI Takasago Research & Development Center

目 次

1.はじめに	1
2.供試体の設計および溶接施工条件の検討	2
2.1 供試体の設計	2
(1) 多層盛溶接方法の選定	2
(2) 供試体寸法	2
(3) 溶接部の継手形状	3
2.2 溶接施工条件の検討	3
3.供試体の製作	6
3.1 供試材	6
3.2 溶接試験板の形状	8
3.3 供試体の溶接	10
3.4 溶接継手の非破壊検査	17
4.強度試験片等の採取・加工	23
5.強度および組織観察	27
5.1 引張試験	27
(1) 引張強度	27
(2) 伸び、絞り	27
5.2 破壊韧性試験	31
5.3 硬さ試験結果	40
5.4 組織観察	44
6.評価	49
6.1 溶接部の引張特性を考慮したオーバーパックの破壊予測解析	49
6.2 溶接欠陥の影響評価	125
6.3 評価のまとめ	126
7.おわりに	130
8.謝辞	131
9.参考文献	131

付録－1 母材 ミルシート	132
付録－2 溶接材 ミルシート	134
付録－3 溶接施工記録	137
付録－4 非破壊検査記録	139
付録－5 残留応力推定のための参考文献	146
付録－6 応力拡大係数の計算方法	159

図表リスト

表 3.1	供試材料	7
表 3.3-1	溶接施工条件	11
表 3.4-1	溶接継手の浸透探傷試験結果	18
表 3.4-2	放射線透過試験結果	19
表 5.1-1	引張試験結果	30
表 5.2-1	破壊靭性試験数	31
表 5.2-2	破壊靭性試験結果	37
表 6.1.2-1	溶接金属部断面マクロ観察結果	56
表 6.1.4-1	2次元解析ケース	56
表 6.1.5-1	ケース1評価断面における発生応力	57
	[母材一様, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa]	
表 6.1.5-2	ケース2評価断面における発生応力	58
	[E BW, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa]	
表 6.1.5-3	ケース4評価断面における発生応力	59
	[MAG, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa]	
表 6.1.5-4	ケース6評価断面における発生応力	60
	[TIG, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa]	
表 6.1.6-1	2次元解析崩壊荷重評価結果一覧表	61
表 6.1.7-1	JIS B 0405 面取り部分を除く長さ寸法に対する許容差	62
表 6.1.8-1	3次元解析崩壊荷重評価結果一覧表	62
表 6.2.2-1	応力拡大係数算出に用いた応力-.....	127
表 6.2.2-2	破壊靭性値に対する限界き裂深さ	127
 図 2.1	溶接連続冷却変態曲線	4
図 2.2	冷却速度と板厚との関係	5
図 3.2	溶接試験板の形状	9
図 3.3-1	溶接積層要領	12
図 3.3-2	溶接状況	13

図 3.3-3	電子ビーム溶接部の概観写真	14
図 3.3-4	MAG 溶接部の概観写真	15
図 3.3-5	TIG 溶接部の概観写真	16
図 3.4-1	電子ビーム溶接部の浸透探傷試験結果	20
図 3.4-2	MAG 溶接部の浸透探傷試験結果	21
図 3.4-3	TIG 溶接部の浸透探傷試験結果	22
図 4.1	試験片採取位置	24
図 4.2	試験片形状（引張試験片及び組織・硬さ試験片）	25
図 4.3	破壊じん性試験片形状	26
図 5.1-1	応力－ひずみ線図（室温）	28
図 5.1-2	応力－ひずみ線図（150°C）	29
図 5.2-1	破壊韌性試験の測定要領	35
図 5.2-2	荷重－変位曲線及び面積 A	36
図 5.2-3	J_Q 決定法	36
図 5.2-4	J-R 曲線	38
図 5.2-5	K_J と試験温度の関係	38
図 5.2-6	破壊韌性のひずみ速度依存性の例	39
図 5.3-1	溶接継手部の硬さ分布（電子ビーム溶接）	41
図 5.3-2	溶接継手部の硬さ分布（MAG 溶接）	42
図 5.3-3	溶接継手部の硬さ分布（TIG 溶接）	43
図 5.4-1	溶接部のマクロ組織	45
図 5.4-2	溶接部のミクロ組織（電子ビーム溶接）	46
図 5.4-3	溶接部のミクロ組織（MAG 溶接）	47
図 5.4-4	溶接部のミクロ組織（TIG 溶接）	48
図 6.1.2-1	オーバーパック 2 次元軸対称解析モデル全体形状	63
図 6.1.2-2	電子ビーム溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）	64
図 6.1.2-3	MAG 溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）	65
図 6.1.2-4	TIG 溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）	66
図 6.1.2-5(1/2)	解析用応力－ひずみ線図(1/2)	67

図 6.1.2-5(2/2)	解析用応力-ひずみ線図(2/2)	67
図 6.1.2-6(1/2)	E BW溶接部含む解析モデル図（全体図）	68
図 6.1.2-6(2/2)	E BW溶接部含む解析モデル図（拡大図）	68
図 6.1.2-7(1/2)	MAG溶接部含む解析モデル図（全体図）	69
図 6.1.2-7(2/2)	MAG溶接部含む解析モデル図（拡大図）	69
図 6.1.2-8(1/2)	TIG溶接部含む解析モデル図（全体図）	70
図 6.1.2-8(2/2)	TIG溶接部含む解析モデル図（拡大図）	70
図 6.1.3-1	E BW溶接部付近残留応力分布	71
図 6.1.3-2	TIG溶接部付近残留応力分布	71
図 6.1.5-1(1/3)	ケース 1 变形状態	72
	【母材一様，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-1(2/3)	ケース 1 ミーゼス相当応力分布（全体図）	73
	【母材一様，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-1(3/3)	ケース 1 ミーゼス相当応力分布（拡大図）	74
	【母材一様，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-2(1/3)	ケース 2 变形状態	75
	【E BW，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-2(2/3)	ケース 2 ミーゼス相当応力分布（全体図）	76
	【E BW，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-2(3/3)	ケース 2 ミーゼス相当応力分布（拡大図）	77
	【E BW，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-3(1/3)	ケース 4 变形状態	78
	【MAG，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-3(2/3)	ケース 4 ミーゼス相当応力分布（全体図）	79
	【MAG，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-3(3/3)	ケース 4 ミーゼス相当応力分布（拡大図）	80
	【MAG，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-4(1/3)	ケース 6 变形状態	81
	【TIG，弹性解析，外圧 15.3Mpa】	

図 6.1.5-4(2/3)	ケース 6 ミーゼス相当応力分布（全体図）	82
	【T I G, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.5-4(3/3)	ケース 6 ミーゼス相当応力分布（拡大図）	83
	【T I G, 弹性解析, 外圧 15.3Mpa】	
図 6.1.6-1	崩壊解析履歴グラフ出力断面図	84
図6.1.6-2(1/2)	ケース 1 変位－負荷荷重	85
	【母材一様, 崩壊解析, 残留応力なし】	
図6.1.6-2(2/2)	ケース 1 変位－負荷荷重	86
	【母材一様, 崩壊解析, 残留応力なし】	
図6.1.6-3(1/4)	ケース 1 応力－負荷荷重（断面 1）	87
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-3(2/4)	ケース 1 応力－負荷荷重（断面 2）	87
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-3(3/4)	ケース 1 応力－負荷荷重（断面 5）	88
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-3(4/4)	ケース 1 応力－負荷荷重（断面 6）	88
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-4(1/4)	ケース 1 相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面 1）	89
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-4(2/4)	ケース 1 相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面 2）	89
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-4(3/4)	ケース 1 相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面 5）	90
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-4(4/4)	ケース 1 相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面 6）	90
	【母材一様, 残留応力なし】	
図6.1.6-5(1/2)	ケース2変位－負荷荷重	91
	【E BW, 崩壊解析, 残留応力なし】	
図6.1.6-5(2/2)	ケース2変位－負荷荷重	92
	【E BW, 崩壊解析, 残留応力なし】	

図6.1.6-6(1/4)	ケース2応力－負荷荷重（断面1）	93
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-6(2/4)	ケース2応力－負荷荷重（断面2）	93
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-6(3/4)	ケース2応力－負荷荷重（断面5）	94
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-6(4/4)	ケース2応力－負荷荷重（断面6）	94
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-7(1/4)	ケース2相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面1）	95
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-7(2/4)	ケース2相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面2）	95
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-7(3/4)	ケース2相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面5）	96
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-7(4/4)	ケース2相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面6）	96
	【EBW, 残留応力なし】	
図6.1.6-8(1/2)	ケース3変位－負荷荷重	97
	【EBW, 崩壊解析, 残留応力あり】	
図6.1.6-8(2/2)	ケース3変位－負荷荷重	98
	【EBW, 崩壊解析, 残留応力あり】	
図6.1.6-9(1/4)	ケース3応力－負荷荷重（断面1）	99
	【EBW, 残留応力あり】	
図6.1.6-9(2/4)	ケース3応力－負荷荷重（断面2）	99
	【EBW, 残留応力あり】	
図6.1.6-9(3/4)	ケース3応力－負荷荷重（断面5）	100
	【EBW, 残留応力あり】	
図6.1.6-9(4/4)	ケース3応力－負荷荷重（断面6）	100
	【EBW, 残留応力あり】	
図6.1.6-10(1/4)	ケース3相当塑性ひずみ－負荷荷重（断面1）	101

	【E BW, 残留応力あり】	
図6.1.6-10(2/4)	ケース3相当塑性ひずみー負荷荷重（断面2）	101
	【E BW, 残留応力あり】	
図6.1.6-10(3/4)	ケース3相当塑性ひずみー負荷荷重（断面5）	102
	【E BW, 残留応力あり】	
図6.1.6-10(4/4)	ケース3相当塑性ひずみー負荷荷重（断面6）	102
	【E BW, 残留応力あり】	
図6.1.6-11(1/2)	ケース6変位ー負荷荷重	103
	【TIG, 崩壊解析, 残留応力なし】	
図6.1.6-11(2/2)	ケース6変位ー負荷荷重	104
	【TIG, 崩壊解析, 残留応力なし】	
図6.1.6-12(1/4)	ケース6応力ー負荷荷重（断面1）	105
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-12(2/4)	ケース6応力ー負荷荷重（断面2）	105
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-12(3/4)	ケース6応力ー負荷荷重（断面5）	106
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-12(4/4)	ケース6応力ー負荷荷重（断面6）	106
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-13(1/4)	ケース6相当塑性ひずみー負荷荷重（断面1）	107
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-13(2/4)	ケース6相当塑性ひずみー負荷荷重（断面2）	107
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-13(3/4)	ケース6相当塑性ひずみー負荷荷重（断面5）	108
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-13(4/4)	ケース6相当塑性ひずみー負荷荷重（断面6）	108
	【TIG, 残留応力なし】	
図6.1.6-14(1/2)	ケース7変位ー負荷荷重	109
	【TIG, 崩壊解析, 残留応力あり】	

図6.1.6-14(2/2) ケース7変位一負荷荷重	110
【TIG, 崩壊解析, 残留応力あり】	
図6.1.6-15(1/4) ケース7応力一負荷荷重（断面1）	111
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-15(2/4) ケース7応力一負荷荷重（断面2）	111
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-15(3/4) ケース7応力一負荷荷重（断面5）	112
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-15(4/4) ケース7応力一負荷荷重（断面6）	112
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-16(1/4) ケース7相当塑性ひずみ一負荷荷重（断面1）	113
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-16(2/4) ケース7相当塑性ひずみ一負荷荷重（断面2）	113
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-16(3/4) ケース7相当塑性ひずみ一負荷荷重（断面5）	114
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.6-16(4/4) ケース7相当塑性ひずみ一負荷荷重（断面6）	114
【TIG, 残留応力あり】	
図6.1.7-1 3次元シェルモデル設定フロー及びモデル円筒胴部断面図	115
図6.1.7-2 3次元シェル解析モデル図	116
図6.1.8-1(1/2) 真円断面モデルの固有モード図 (927.1Hz)	117
図6.1.8-1(2/2) 真円断面モデルの固有モード図 (999.65Hz)	117
図6.1.8-1(1/2) 楕円断面モデルの固有モード図 (927.2Hz)	118
図6.1.8-2(2/2) 楕円断面モデルの固有モード図 (1001.9Hz)	118
図6.1.8-3 3次元解析変形形状態 [外圧: 100Mpa]	119
図6.1.8-4(1/2) 3次元解析ミーゼス相当応力(1/2) [外圧: 100Mpa]	120
図6.1.8-4(2/2) 3次元解析ミーゼス相当応力(2/2) [外圧: 100Mpa]	121
図6.1.8-5 3次元解析 変位一負荷荷重	122
図6.1.8-6(1/2) 3次元解析 応力一負荷荷重（胴中央部 楕円長軸頂点）	123

図6.1.8-6(2/2)	3次元解析 応力一負荷荷重（蓋中央部）	123
図6.1.8-7(1/2)	3次元解析 相当塑性ひずみ一負荷荷重（胴中央部 楕円長軸頂点）	124
図6.1.8-7(2/2)	3次元解析 相当塑性ひずみ一負荷荷重（蓋中央部）	124
図6.2.2-1	ケース A 応力拡大係数	128
図6.2.2-2	ケース B 応力拡大係数	128
図6.2.2-3	ケース C 応力拡大係数	129
図6.2.2.4	ケース D 応力拡大係数	129

1. はじめに

核燃料サイクル開発機構殿（以下、「サイクル機構殿」という。）では、原子力委員会の方針に従い高レベル放射性廃棄物地層処分研究開発の第2次技術報告書を1999年11月に提出しており、オーバーパックについては、平成3年度の第1次技術報告書の提出以降、新たに得られた知見をもとに、設計の考え方、設計条件の見直しが遂次行われ、上記第2次技術報告書では約30%の板厚削減が図られている。

オーバーパックは製作数が膨大となることから、処分事業に与える経済的な影響を考慮すれば過渡に保守的な設計は望ましくない。今後のオーバーパック構造の最適化に向けては、まず、構造を決定するうえで最も基本となる強度設計に関し、これまでの既存の規格計算式を用いた板厚設定を再検討し、設計手法合理化の可能性についてある程度の見通しを得ておくことが必要である。このことは第2次取りまとめ以降のオーバーパック研究開発の方向性を明らかにするという意味において重要である。

昨年度は、静的な外圧によるオーバーパックの崩壊挙動を、詳細なFEM解析によって予測するとともに、縮尺モデルを用いた耐圧試験を通じて解析結果の妥当性を確認し、オーバーパックの過大な変形（全体的な崩壊）を防止するための応力評価方針を示した。本年度は、構造不連続部、特に溶接部が構造の健全性に及ぼす影響（局所ひずみや溶接欠陥）の設計的な取り扱いについての見通しを得ることを目的に、溶接部の強度特性等に関する基礎データを取得し、これを用いた破損予測解析等を実施する。

2. 供試体の設計及び溶接施工条件の検討

ここでは、実オーバーパックの溶接部を模擬するため、同等の溶接部と取り扱い得る母材寸法や溶接部の品質を確保するための溶接施工条件（電子ビーム溶接、多層盛溶接）について検討する。以下に、検討結果を示す。

2.1 供試体の設計

(1) 多層盛溶接方法の選定

採用する溶接方法としては、オーバーパックは遠隔操作で溶接されるので、多層溶接には溶接ロボットに多用され遠隔操作の実績がある溶接方法としてMAG溶接とTIG溶接を採用する。MAG溶接は溶接能率が優れ、TIG溶接は溶接品質が優れているというそれぞれの特長がある。

(2) 供試体寸法

供試体の長さは、所定の試験片を採取できる溶接長を確保するため900mmとする。一般的に、多層溶接では溶接パス数が増加すると溶接収縮による変形が大きくなり、供試体を拘束せずに溶接した場合は開先形状が大きく変化し溶接条件を変化させなければならない。ただし、オーバーパックのように剛性の高い場合には溶接変形は小さく、安定した溶接が可能である。そこで、本供試体の溶接においては供試体の変形を防止するため、供試体を固定ジグにより拘束する必要がある。十分な拘束を行うために必要な供試体板巾は、固定ジグの関係から400mmとする。

一方、炭素鋼溶接部の機械的性質は溶接時の冷却速度の影響を受ける。類似の炭素鋼(SB49)の溶接連続冷却変態曲線を図2.1に示すが、冷却速度が速くなると硬くなる傾向がある。溶接部の冷却速度は溶接条件と板厚に影響され、板厚は大きい方が冷却速度は速くなるが、ある板厚 h_c (限界板厚、図2.2)を超えると無限板となる。

図2.2から h_c を推定すると、MAG溶接とTIG溶接の場合は32~33mm、電子ビーム溶接では約59mm程度と推定される。

ここで、板厚50mmの場合、MAG溶接とTIG溶接では板厚が h_c を超えるため、図2.2より、無限板でも同じ冷却速度となる。ただし、電子ビーム溶接では図2.2でみると無限板の約70%の冷却速度となるが、この場合、図2.1より硬さはH_U220程度と推定され無限板と50mmの板とでは大きな差はない。

以上より、供試体の板厚を50mmとする。

(3) 溶接部の継手形状

溶接継手形状はオーバーパック封入部と同様の溶接継手にするため、電子ビーム溶接用としてはI形開先を、多層溶接用としては溶接欠陥の防止に有利なU形開先を採用する。U形開先では開先側壁での融合不良を防止するための最小角度として5°の傾斜角を設ける。開先幅は溶接量そのものに影響するため溶接能率の点からは狭いほうが望ましく、溶接トーチが開先内に入る最小の幅になるように、開先底の形状をMAG溶接の場合には5mmR、TIG溶接の場合には4mmRとする。

2.2 溶接施工条件の検討

以下では、溶接姿勢、多層盛り溶接方法の選定、予熱の要否など、溶接施工条件を検討する。

- ・電子ビーム溶接は1パスで深溶込みの溶接が可能であるが、厚肉になると溶接金属が溶け落ちるのでこれを防止するために横向き姿勢の溶接を採用するのが一般的である。今回も安定した溶接を行うために溶接姿勢は横向きとする。
- ・MAG溶接とTIG溶接では左右の開先壁を十分溶融するため、各パス毎に左・右にずらし、1層2パスの溶接を行い、融合不良を防止する。
- ・MAG溶接とTIG溶接では溶加材より若干の水素が溶接部に入ることがあり、拘束の強い場合には低温割れを生じる可能性がある。これを防止するために100°Cの予熱を実施する。ただし、電子ビーム溶接では溶加材を使用せず真空中で溶接することから、低温割れの原因になる水素がないことから、予熱なしでも溶接が可能である。このため電子ビーム溶接では予熱を行わないこととする。

鋼種	鋼番	化 學 成 分 (%)							
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
SB 49	SN- 3347	0.25	0.25	0.89	0.013	0.002	0.13	0.14	0.126

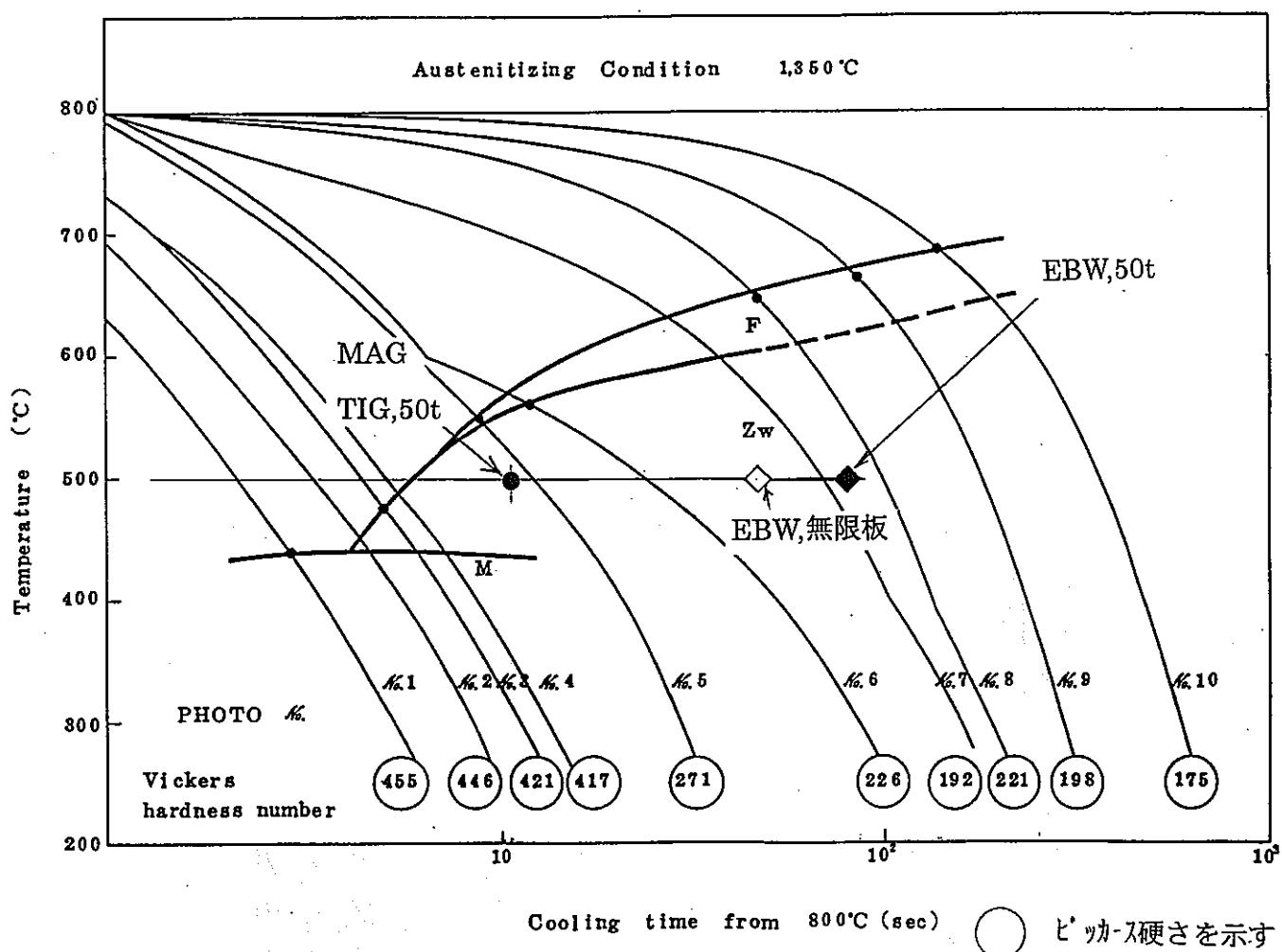


図 2 . 1 溶接連続冷却変態曲線

$$h_c = \sqrt{\frac{1}{C \cdot \rho(\theta - \theta_0)} \cdot \left(\frac{Q}{v}\right)}$$

h_c : 限界板厚

C : 比熱 (J/g · C) ≈ 0.47

ρ : 密度 (g/cm³) ≈ 7.8

Q : 入熱 (J/min) ≈ EBW 1620000 多層 132000~450000

v : 溶接速度 (cm/min) ≈ EBW 25 多層 8~30

θ : 所定温度 (°C) (500°C)

θ_0 : 板の初期温度 (°C) (MAG,TIG:100 °C, EBW:25°C)

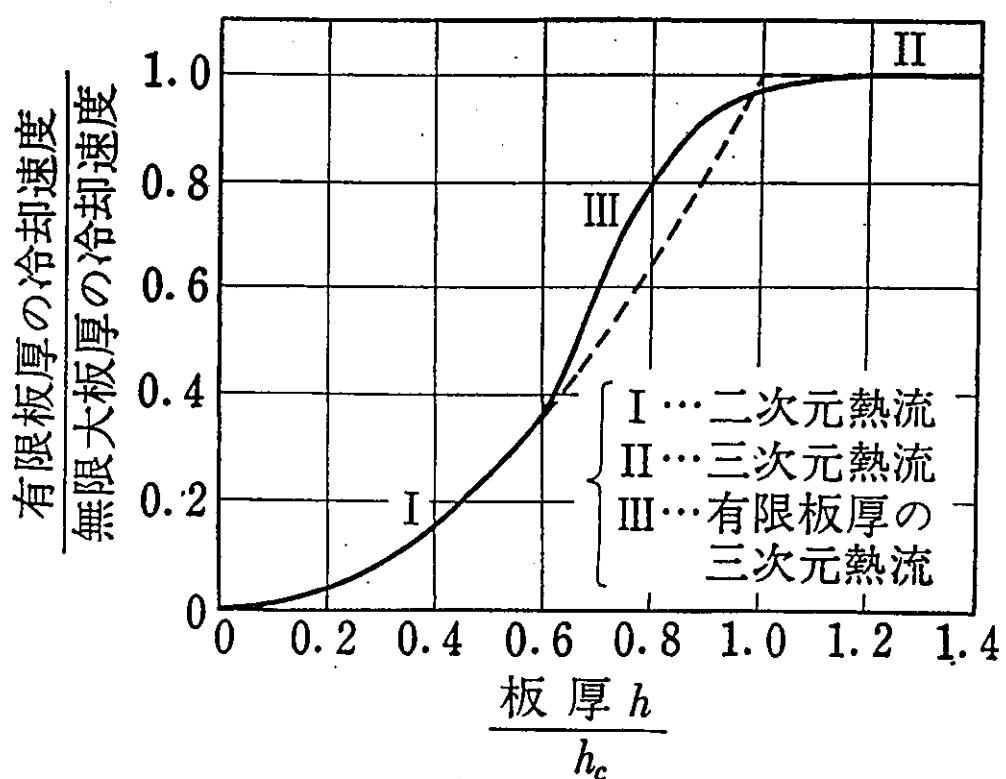


図2.2 冷却速度と板厚との関係

3. 供試体の製作

3.1 供試材

母材は板厚約60mmの圧力容器用炭素鋼鍛鋼板、SFVC1を、溶接材料にはM A G溶接材料としてMGS50、T I G溶接材料としてTGS50を用いた。各供試材の化学成分と機械的性質を表3.1にまとめて示す。

表 3.1 供試材料

	規格 (銘柄)	化学成分 (mass%)								降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	熱処理	
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu						
母材	JISG3201 SFVC1	規格	≤0.30	≤0.35	0.40 ～ 1.35	≤0.30	≤0.30	—	—	—	≥205	410 ～560	≥21	≥38	860°C 4H A.C. 620°C 5H A.C.
		供試材	0.28	0.16	0.72	0.017	0.012	0.04	0.02	0.01	348	523	35	62	
溶接 材料	JISZ3312 YGW16 〔MGS50〕 φ1.2	規格	≤0.15	0.40 ～ 1.00	0.85 ～ 1.60	≤0.030	≤0.030	—	—	≤0.50	—	—	—	—	—
		供試材	0.10	0.74	1.39	0.011	0.016	—	—	0.24	—	—	—	—	
	JISZ3316 YGT50 〔TGS50〕 φ1.2	規格	≤0.15	≤1.00	≤1.90	≤0.030	≤0.030	—	—	—	—	—	—	—	—
		供試材	0.11	0.74	1.39	0.009	0.013	—	—	0.24	—	—	—	—	

3.2 溶接試験板の形状

供試母材は約60mmの板厚であるが肉厚の薄い箇所もあるため溶接部近傍100mmの範囲は板厚50mmに減肉して開先加工を実施した。

電子ビーム溶接継手はI型開先とし、MAG溶接継手とTIG溶接継手にはU型開先とした。

MAG溶接では溶込みが深くなるため、初層溶接時の溶接金属の溶け落ちを防止する必要があり、ルート部(突合せ部)の厚さをTIG溶接継手のルート部より厚くした(図3.2)。

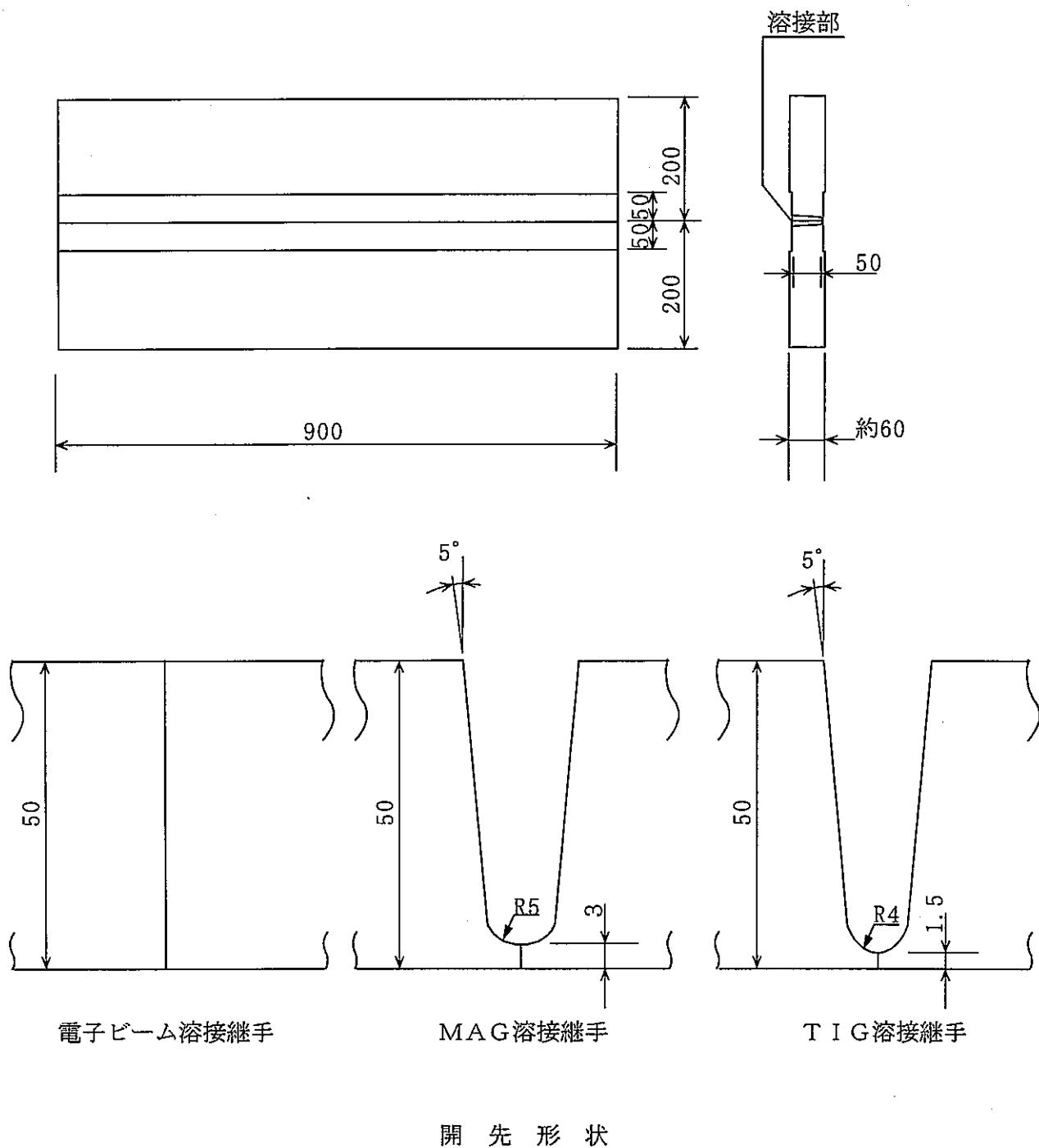


図 3.2 溶接試験板の形状

3.3 供試体の溶接

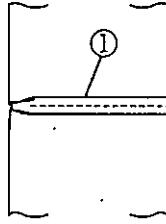
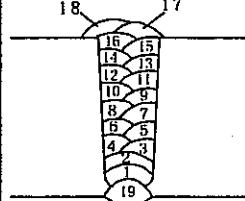
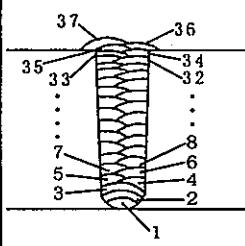
電子ビーム溶接は溶接金属の溶け落ちを防止するため横向水平溶接を実施した。MAG溶接とTIG溶接は下向姿勢で溶接し、融合不良を防止するため1層2パスの振り分け溶接を実施した。

なお、MAG溶接は初層溶接時のルート部に溶込み不足部が生じ、体積検査として行なう放射線透過試験で線状欠陥として判定されるため、これを防止するために裏面より溶接を1パス実施した。また溶接時の低温割れを防止するためMAG溶接とTIG溶接では100°Cの予熱を行なった。電子ビーム溶接は真空中の溶接であり、低温割れの原因となる水素の侵入がないので予熱をせずに溶接した。

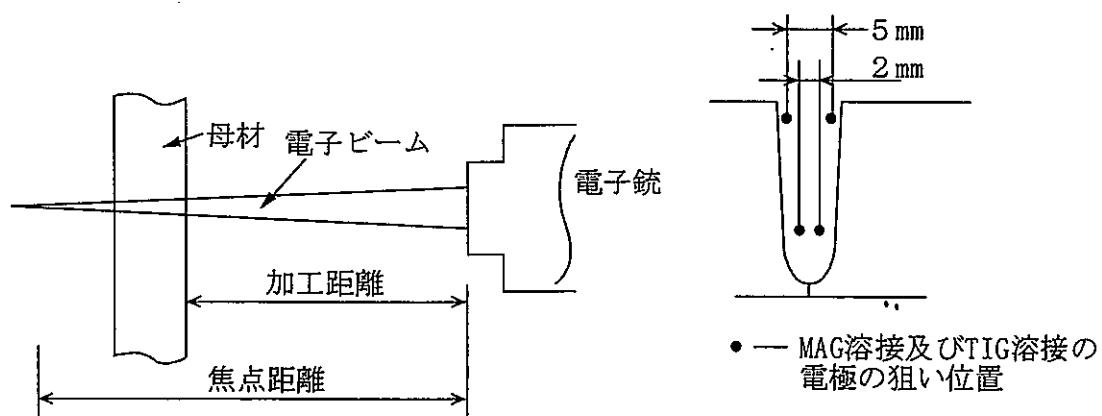
各溶接施工条件を表3.3-1にまとめて示し、溶接積層要領を図3.3-1に示す。

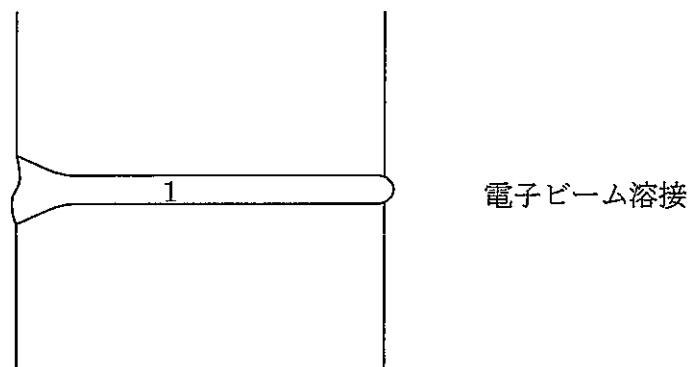
また、それぞれの溶接法における溶接状況と溶接部の外観を図3.3-2～図3.3-5に示す。

表 3.3-1 溶接施工条件

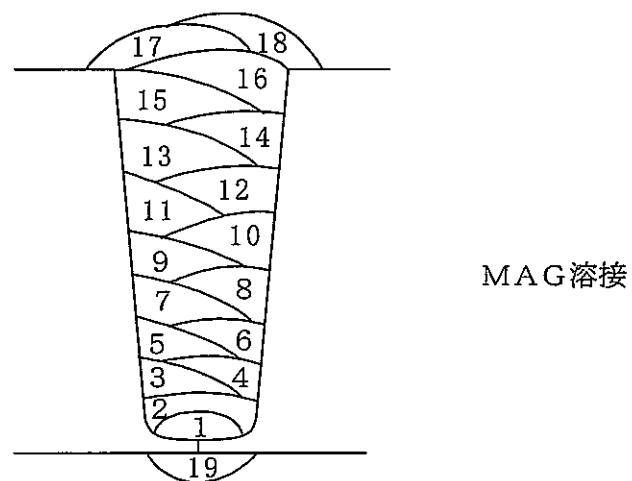
溶接方法	積層 (数字、パスNo.)	溶接姿勢	溶接パスNo.	溶接電流(A)	溶接電圧(V)	溶接速度(mm/min)	シールドガス	溶加材	焦点距離(mm)	加工距離(mm)	予熱(℃)
電子ビーム		横向き	1	300×10^{-3}	90×10^{-3}	250	真空 $(1 \times 10^{-4} \text{ torr})$	なし	550	400	予熱なし
MAG		下向き	1 2 3 4 5~6 7~12 13~19	140 220 230 230 240 250 260	23 30 31 28 28 29 30	250 250 260 260 260 250 250	Ar + CO ₂ (20%)	MGS 50	—	—	100
TIG		下向き	1 2 3 4~6 7~8 9~11 12~35 36~37	150 220 250 220 230 240 250 220	9 10 11 10 10 11 11 10	80 80 80 80 80 80 80 80	Ar	TGS 50	—	—	100

※ 焦点距離、加工距離

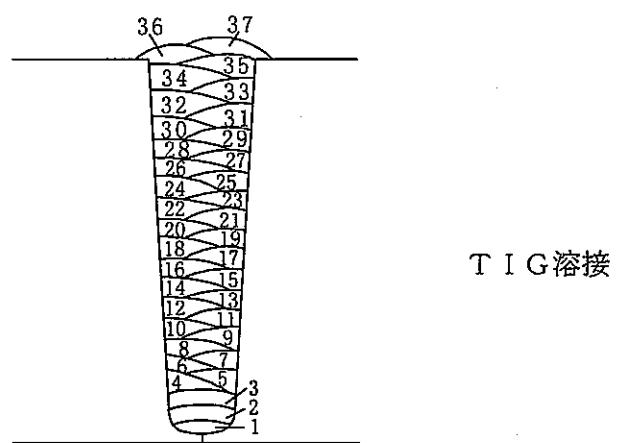




電子ビーム溶接



MAG溶接

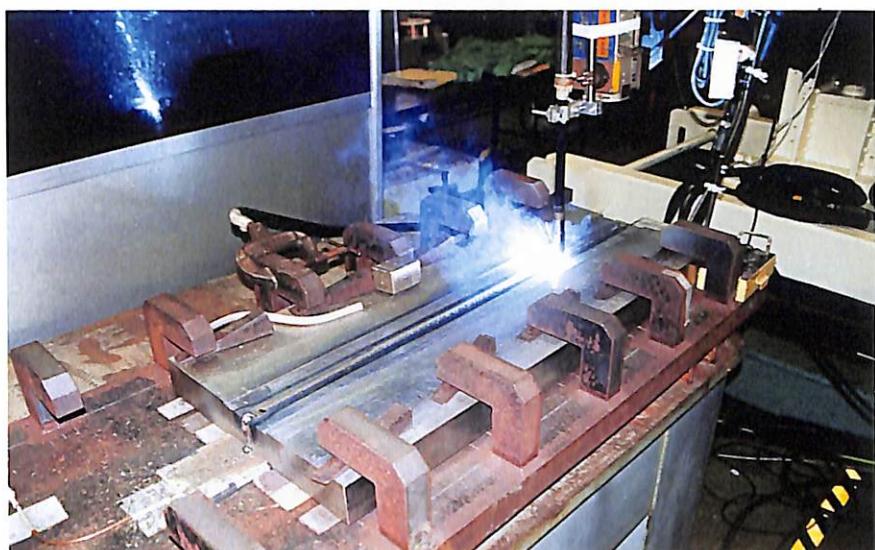


TIG溶接

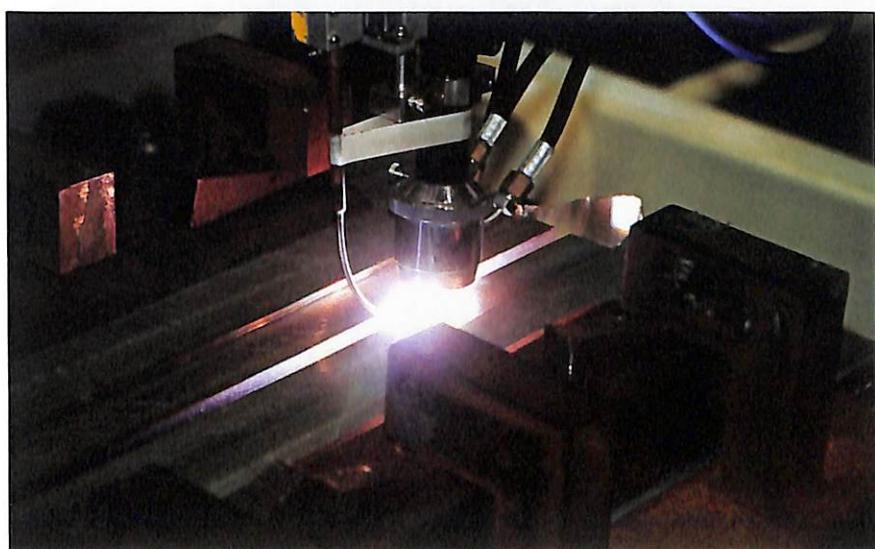
図 3.3-1 溶接積層要領



電子ビーム溶接



MAG溶接



TIG溶接

図 3.3-2 溶接状況



全 景



図 3.3-3 電子ビーム溶接部の外観写真



全 景

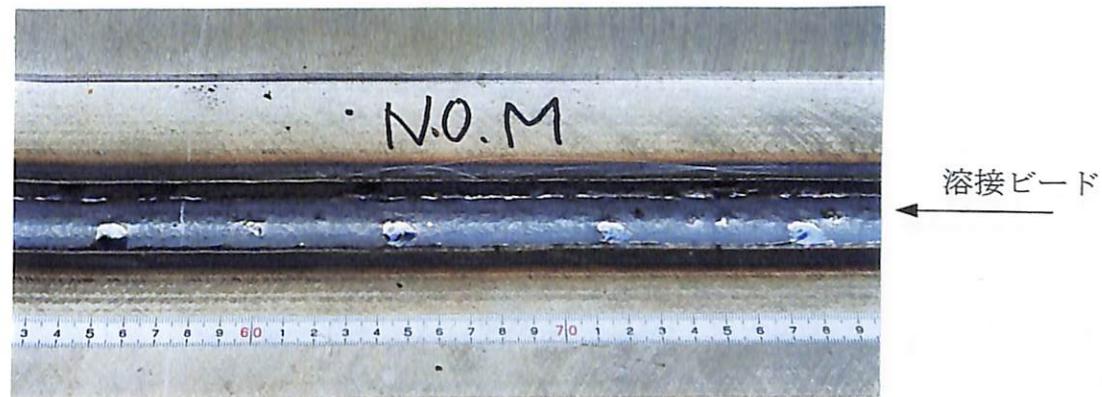
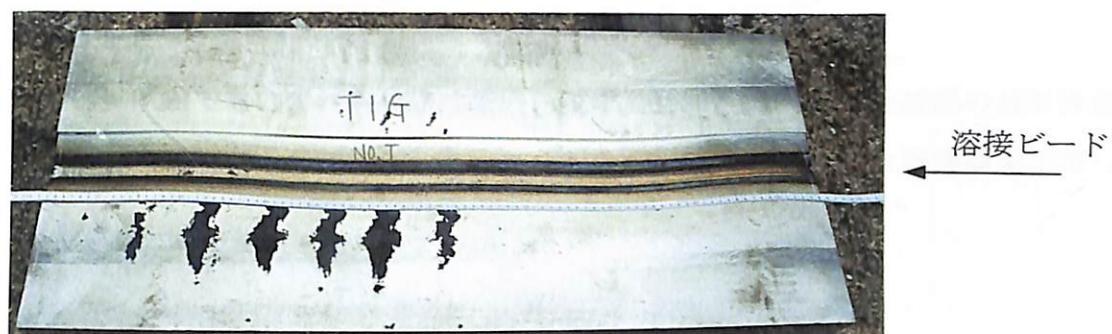


図 3.3-4 MAG 溶接部の外観写真



全 景

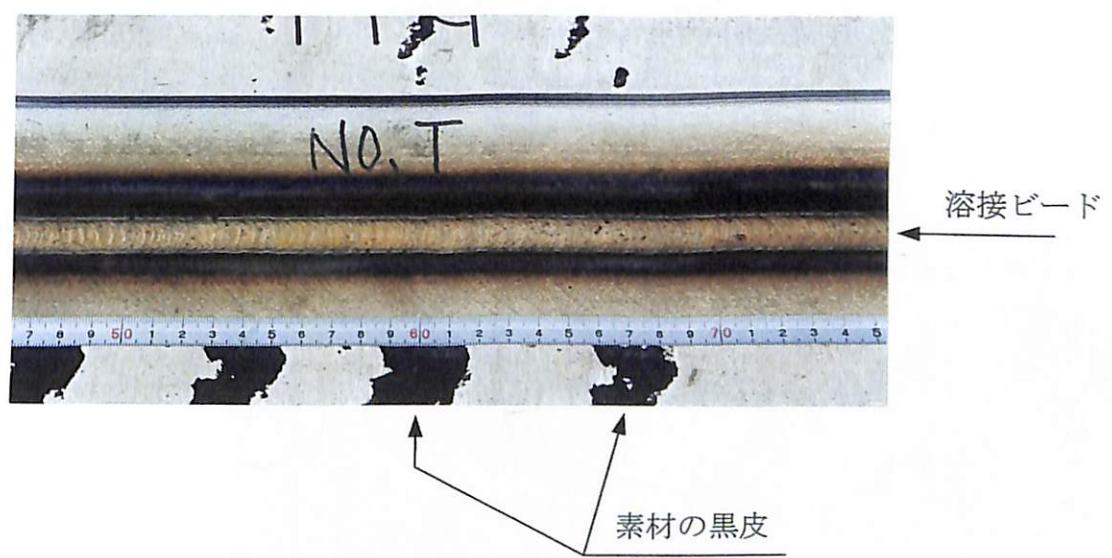


図 3.3-5 TIG溶接部の外観写真

3.4 溶接継手の非破壊検査

各溶接継手に対して表面検査として浸透探傷試験を、また体積検査として放射線透過試験を実施した。

浸透探傷試験結果を表3.4-1及び図3.4-1～図3.4-3に示すが、いずれも指示は認められなかった。

放射線透過試験でもいずれも欠陥は認められず、JIS Z 3104「鋼溶接部の放射線透過試験方法及び透過写真の分類方法」の1級に合格し、いずれも良好な溶接結果が得られた(表3.4-2)。

表 3.4-1 溶接継手の浸透探傷試験結果

溶接方法	試験結果
電子ビーム溶接	指示なし
M A G 溶接	指示なし
T I G 溶接	指示なし

○「JIS Z 2343、浸透探傷試験方法及び指示様の分類」に準じる。

表 3.4-2 放射線透過試験結果

溶接方法	欠陥指示の位置及び種類	判定
電子ビーム溶接	欠陥指示なし	JIS 1類
M A G 溶接	欠陥指示なし	JIS 1類
T I G 溶接	欠陥指示なし	JIS 1類

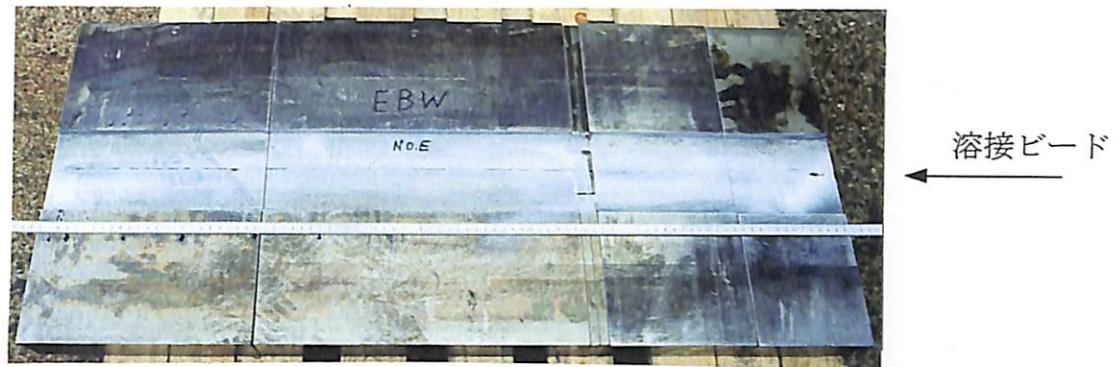
透過度計 : F08(S)

線源の種類 : 60Co

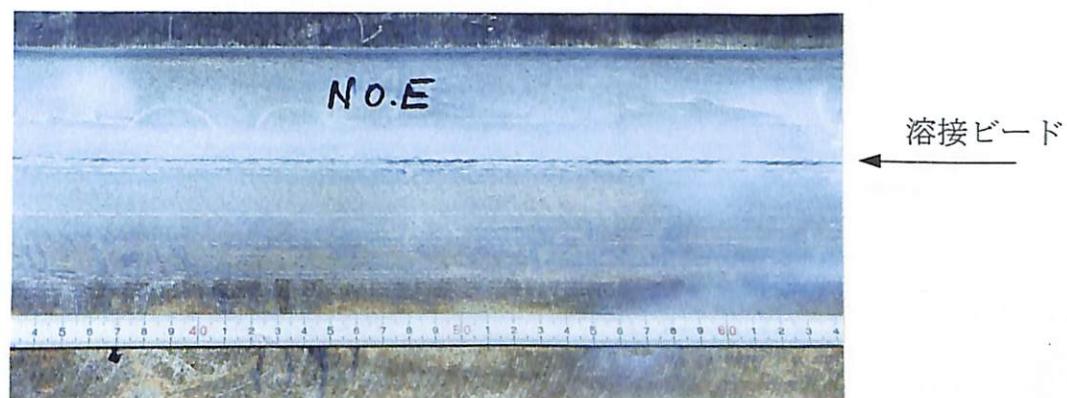
フィルムの種類及び型 : Fuji#80, 114X432mm

焦点フィルム間最小距離 : 700mm

○「JIS Z 3104, 鋼溶接部の放射線透過試験方法及び透過写真の分類方法」に準じる。



全 景

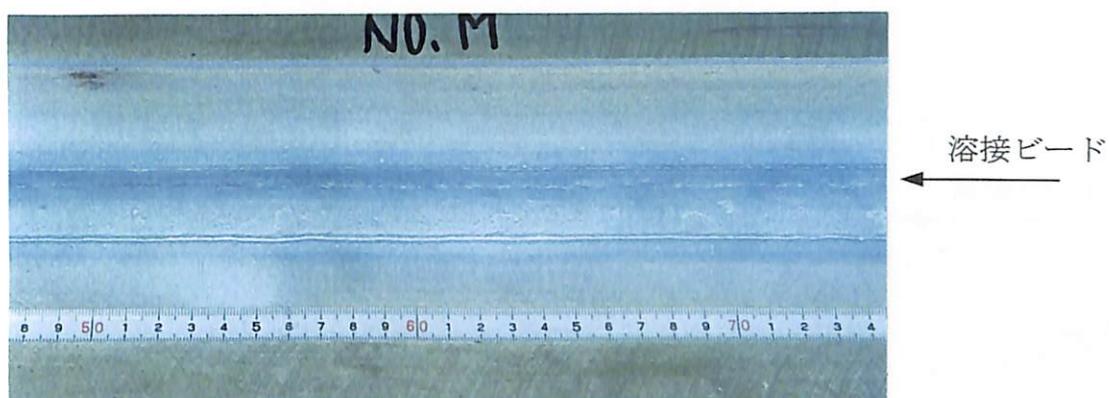


拡 大

図 3.4-1 電子ビーム溶接部の浸透探傷試験結果

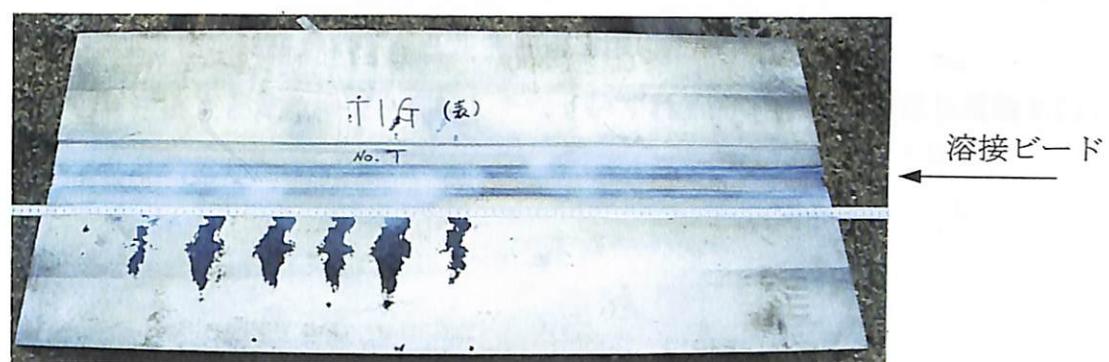


全 景

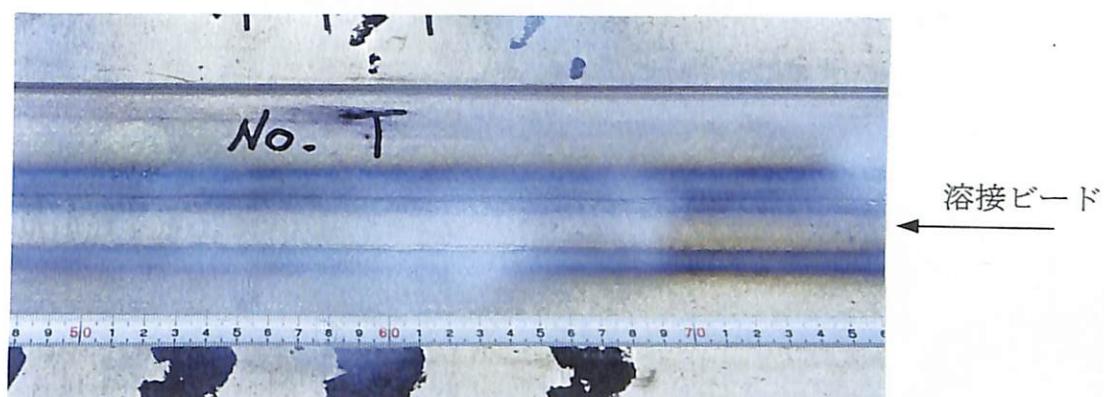


拡 大

図 3.4-2 MAG 溶接部の浸透探傷試験結果



全 景



拡 大

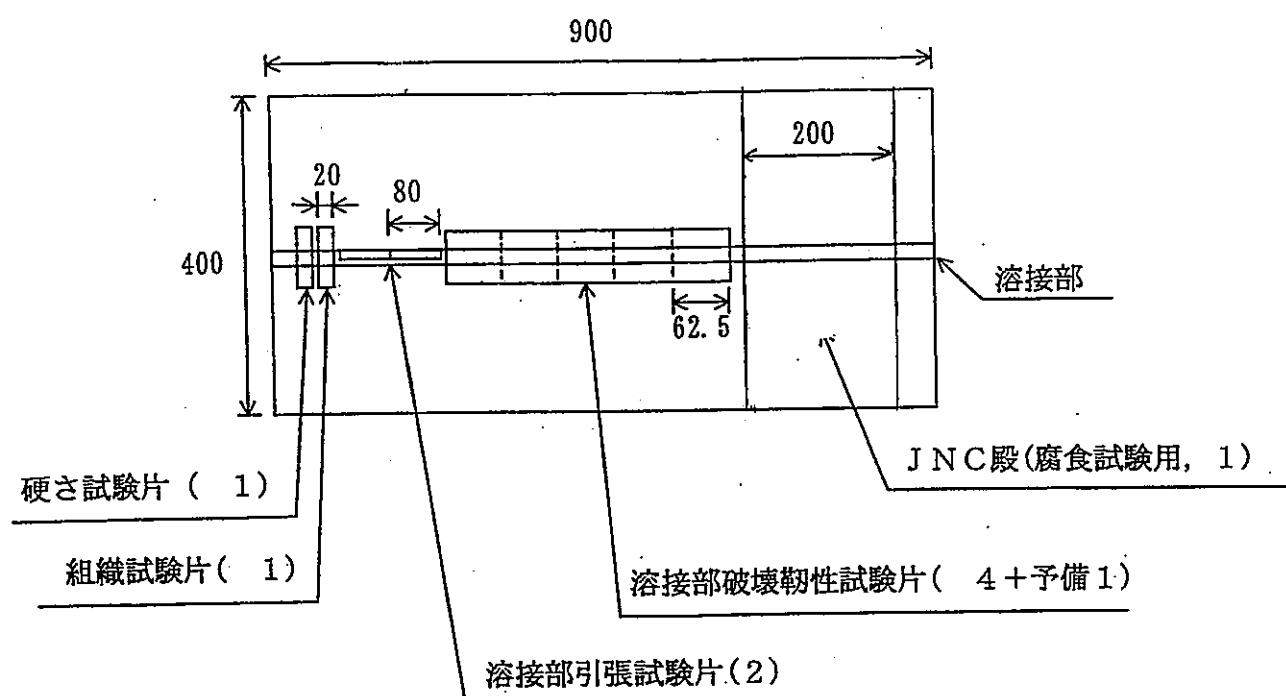
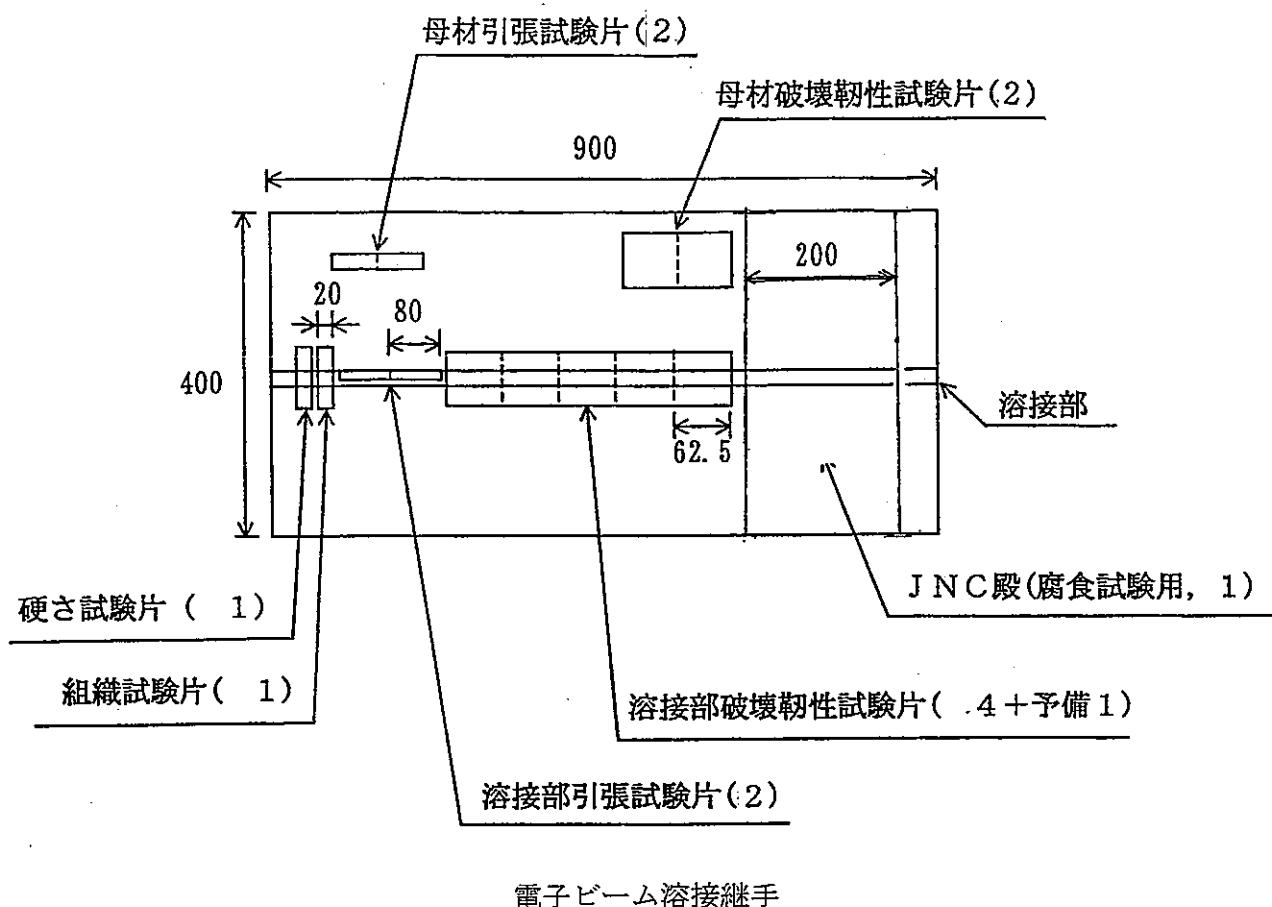
図 3.4-3 TIG 溶接部の浸透探傷試験結果

4. 強度試験片等の採取、加工

溶接及び非破壊検査の終了した供試体より各試験片を採取したが、母材試験片は電子ビーム溶接継手供試体より採取した。

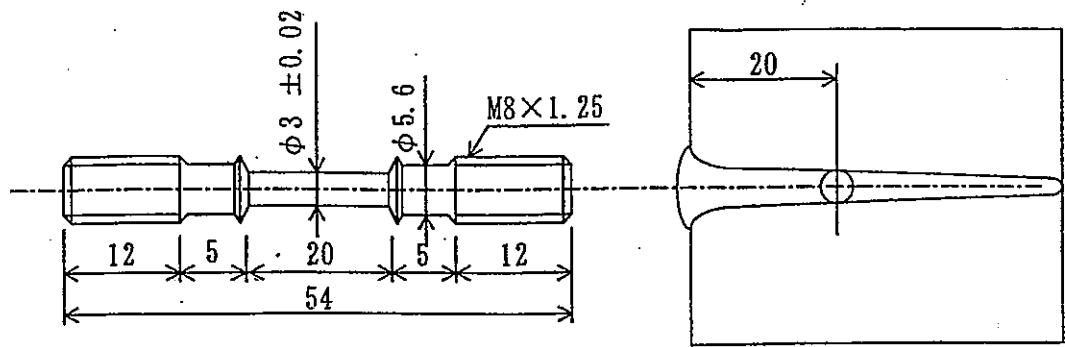
各試験片の採取位置と試験片形状は図4. 1～図4. 3に示すとおりである。腐食試験用供試体（図4. 1に示す3体）は核燃料サイクル開発機構殿に送付した。

各試験片の寸法検査と員数検査を実施したが、いずれも所定寸法を満足し員数も図4. 1のとおりであり合格した。

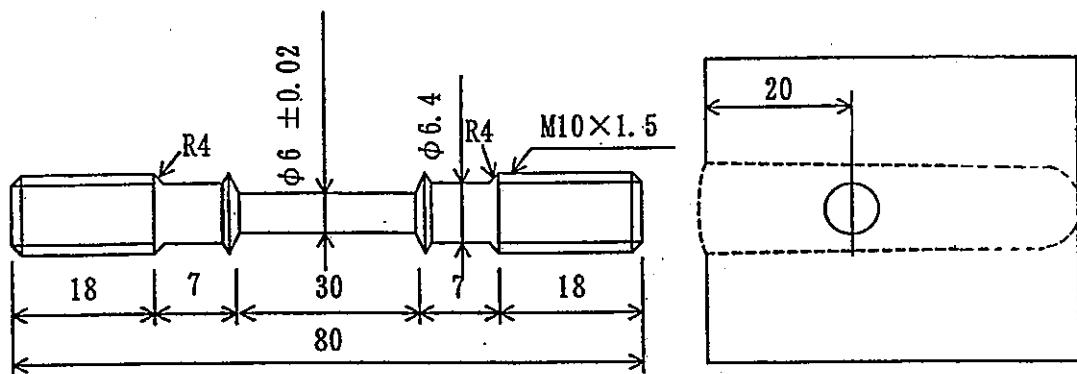


MAG溶接継手及びTIG溶接継手

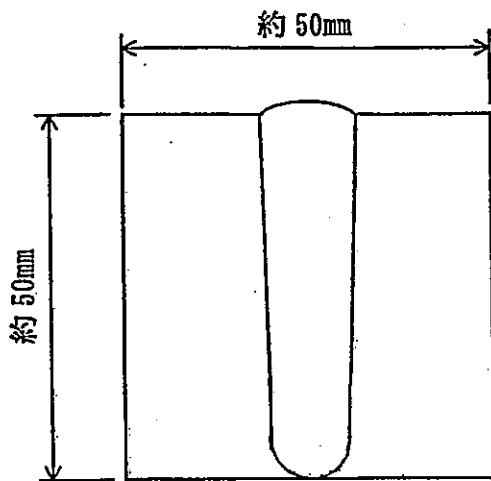
図4.1 試験片採取位置



電子ビーム溶接、引張試験片

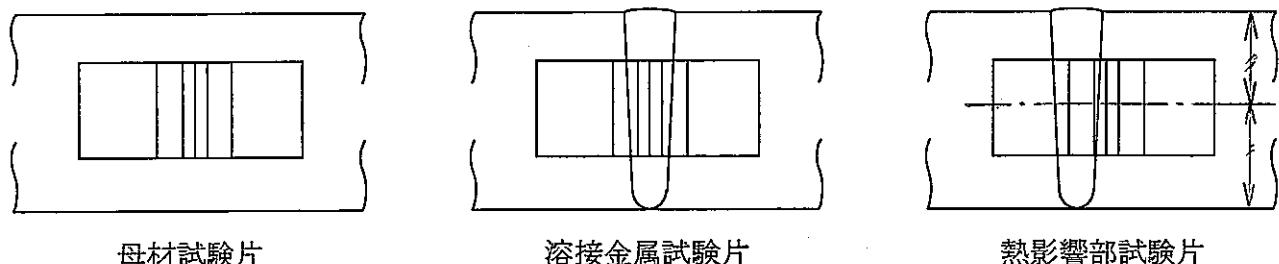


母材及び多層溶接、引張試験片



硬さ試験片及び組織試験片

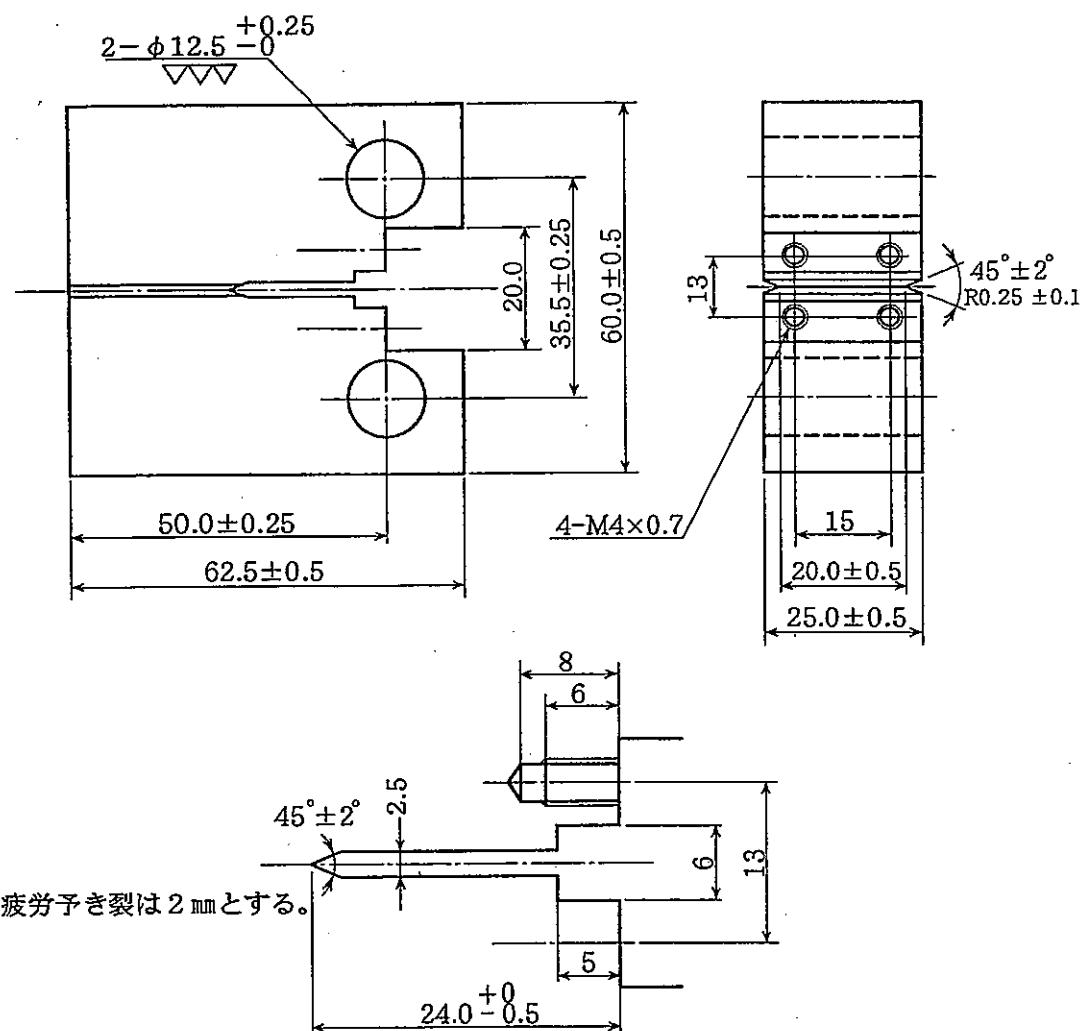
図 4.2 試験片形状（引張試験片及び組織・硬さ試験片）



母材試験片

溶接金属試験片

熱影響部試験片



ノッチ部詳細 (2/1)

注) サイドグループは疲労予き裂導入後に加工する。

図 4.3 破壊じん性試験片形状

5. 強度及び組織観察

5.1 引張試験

母材及び溶接継手(溶接金属)の引張試験を室温と150°Cで実施した。解析用に応力—歪み線図を求め(図5.1-1, 2), 降伏点, 引張強さ, 伸び及び絞りを求めた。表5.1-1に引張試験結果を示す。また、以下に各試験結果に対する考察を述べる。

(1) 引張強度

炭素鋼溶接金属の引張強度は、炭素、シリコン、マンガン量に支配されるが、炭素量の影響が最も大きい(Mnの6倍、Siの24倍)。電子ビーム溶接では、添加材を使用せずに炭素量の高い母材を溶融・凝固した状態であるため、溶接金属自体の炭素量が高く、引張強度は他の溶接金属より強くなっている。

MAG溶接とTIG溶接では化学組成ではあまり差はないが、TIG溶接の場合、溶着量が少なく、溶接ピート高さが低いため後続の溶接熱サイクルで硬いマルテンサイトが消失することから、MAG溶接金属より引張強度が低くなっている。

しかし、いずれの溶接金属とも0.2%耐力と引張強さは母材規格値を満足しており十分な引張強度を有している。

(2) 伸び、絞り

今回の溶接金属では電子ビーム、MAG、TIGの順で伸びと絞りが高くなっているが、引張強度とは逆の傾向を示している。一般に金属材料では強度が高くなると延性は低下する傾向があり、今回の結果も同様である。溶接金属の伸びはいずれも母材を下回るが、MAG溶接金属とTIG溶接金属の絞りは母材を上回っている。

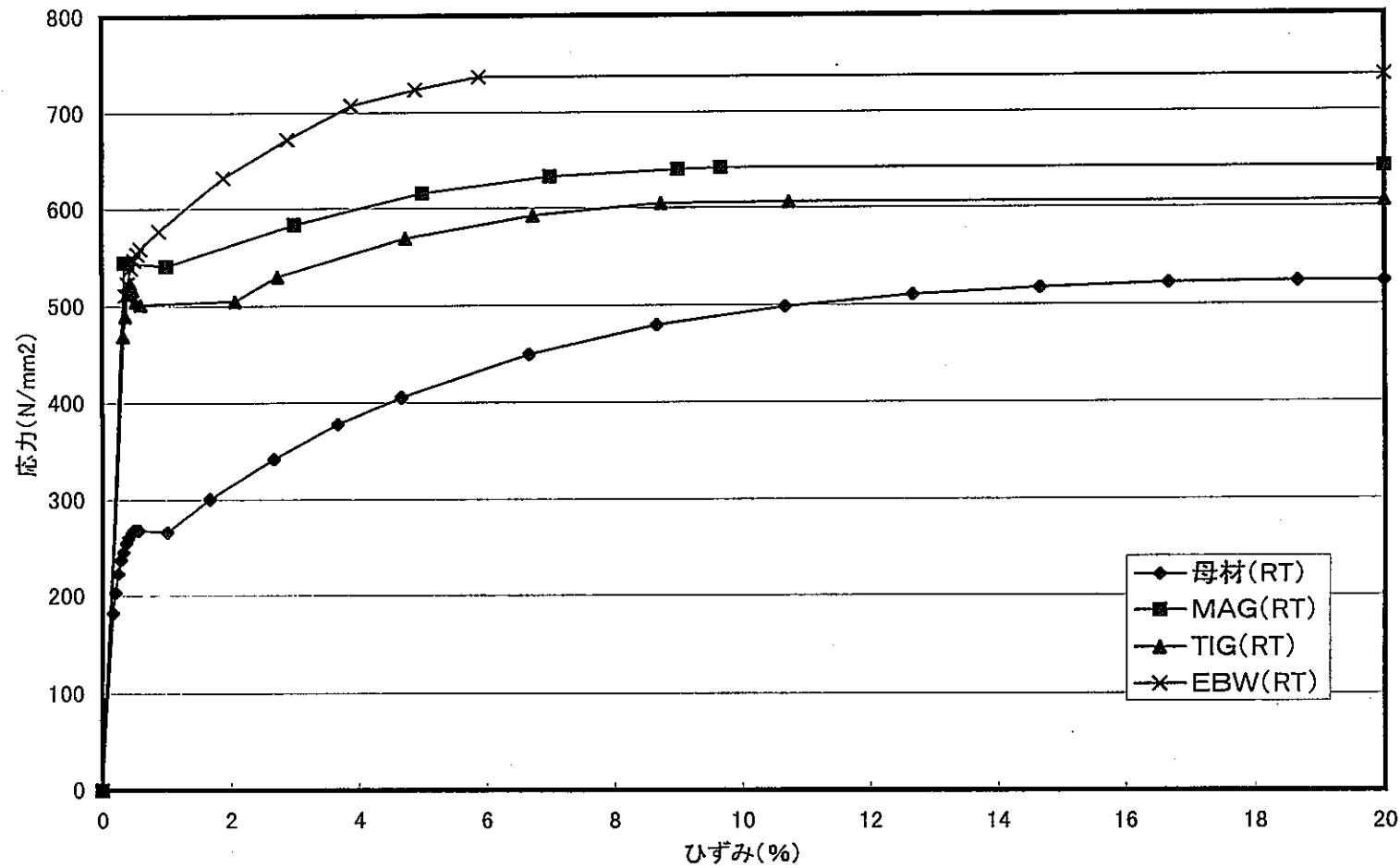


図5. 1-1 応力一ひずみ線図（室温）

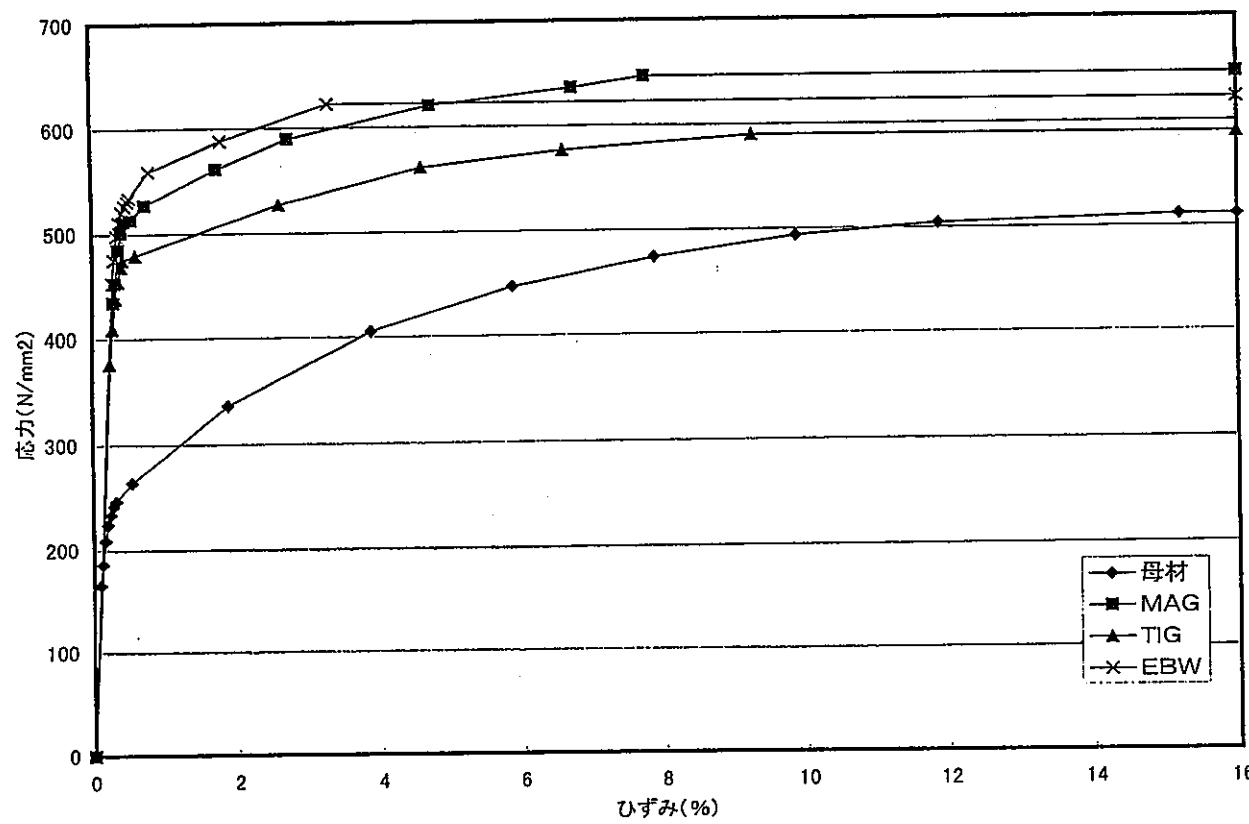


図5. 1—2 応力—ひずみ線図 (150 °C)

表 5.1-1 引張試験結果

対象部位	試験温度 (°C)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	絞り (%)	破壊位置
SFVC1 規格値	RT	≥205	410~560	≥21	≥38	—
SFVC1 母材	RT	264	524	26.7	59.3	A
	150	246	511	21.3	53.8	A
電子ビーム 溶接継手*	RT	558	736	11.0	21.4	A
	150	534	623	6.5	30.0	A
MAG溶接継手*	RT	546	642	21.3	70.8	A
	150	513	647	16.7	61.8	A
TIG溶接継手*	RT	524	606	24.3	77.2	A
	150	475	590	19.3	73.2	A

* 溶接継手はすべて全溶接金属試験片である。

RT : 室温 (22°C)

5. 2 破壊革性試験

CT 試験片を使用し、ASTM E1737-96[1]に準拠した方法に従った破壊革性試験を実施し、J 積分抵抗曲線（J-R 曲線あるいは J-Δa 曲線）を取得する。表 5.2-1 に試験マトリクスを示す。

表 5.2-1 破壊革性試験数

対象部位	試験温度	
	0°C	150°C
母材	1	1
溶接 継手	電子ビーム溶接継手	WM : 1 / HAZ : 1
	MAG 溶接継手	WM : 1 / HAZ : 1
	TIG 溶接継手	WM : 1 / HAZ : 1

(注) WM : 溶着金属, HAZ : 溶接熱影響部

5.2.1 試験方法

試験片の切欠先端には予め低い荷重を繰返し与え、疲労き裂を導入した。破壊革性試験は、ASTM E1737-96 に準じて試験を行った。

以下にその試験方法について示す。

図 5.2-1 に示すように、延性き裂成長量を測定するための部分除荷を繰返しながら負荷する。

J 値は下式により計算する。

$$J = J_{e1} + J_{p1} \quad \dots \quad (1)$$

ここで、

J_{e1} : J の弾性成分、 J_{p1} : J の塑性成分

荷重-荷重線変位曲線上の V_i, P_i 点における J は、次式で与えられる。

$$J_i = K_i^2 (1 - \nu^2) / E + J_{p1(i)} \quad \dots \quad (2)$$

なお K_i は次式で求められる。

$$K_i = [P_i / (WB_B_N)^{1/2}] \cdot f(a_0 / W) \quad \dots \quad (3)$$

$$f(a_0 / W) = (2 + a_0 / W) \{0.886 + 4.64 a_0 / W - 13.32 (a_0 / W)^2 + 14.72 (a_0 / W)^3 -$$

$$5.6 \left(a_0 / W \right)^4 \} / (1 - a_0 / W)^{3/2}$$

$$J_{PL(i)} = \eta A_{PL(i)} / (B_N b_0) \quad \dots \quad (4)$$

ここで、

a_0 : 初期き裂長さ

W : 試験片幅

B : 試験片厚さ

B_N : 正味厚さ

b_0 : 初期のリガメント ($= W - a_0$)

i : 荷重 (P) - 変位 (V) 曲線上のポイント

E : ヤング率

v : ボアソン比

$A_{PL(i)}$: 図 5.2-2 に示した面積 A

$$\eta = 2 + 0.522 b_0 / W$$

き裂長さは除荷コンプライアンス法により、ASTM E1737 に記載の次式で求める。

$$a_i / W = 1.000196 - 4.06319 U_{LL} + 11.242 U_{LL}^2 - 106.043 U_{LL}^3 + 464.335 U_{LL}^4 - 650.677 U_{LL}^5 \quad \dots \quad (5)$$

ここで、

$$U_{LL} = 1 / ([B_e E C_i]^{1/2} + 1)$$

E : ヤング率、あるいは有効ヤング率

C_i : 除荷 - 再負荷過程での試験片荷重線上的弾性コンプライアンス ($\Delta V / \Delta P$)

$$B_e = B - (B - B_N)^2 / B$$

(5) 式で求めたき裂長さから次式により延性き裂長さ Δa_i を求める。

$$\Delta a_i = a_i - a_0 \quad \dots \quad (6)$$

(2) 式の J_i と (6) 式の Δa_i を図 5.2-3 のように $J - \Delta a_p$ 上にプロットする。この $J - \Delta a_p$ 線図が J 積分抵抗曲線 ($J - R$ 曲線) となる。

次に延性き裂の成長開始点である J_{IC} (あるいは J_Q) は以下のように求める。すなわち、 $J = 2\sigma, \Delta a_p$ で与えられる鈍化直線をグラフにプロットする。鈍化直線に平行で、かつ横軸と 0.15mm で交叉する第 1 のイクスクルージョンラインを引く。次に鈍化直線と平行でかつ

横軸と 1.5mm の点で交叉する第 2 のイクスクルージョンラインを引く。2 種類のイクスクルージョンライン内にあるすべての J - Δa_p をプロットする。

鈍化直線に平行な 0.2mm オフセットラインを引く。次にリグレッションカーブを、例えば次式の形で最小 2 乗法にて求める。

(7) 式のリグレッションカーブと、 0.2mm オフセットラインの交点を $(\Delta a_Q, J_Q)$ と定義する。

以下の条件を満たす場合に、 J_Q は J_{IC} （平面ひずみ条件での J_Q ）と評価する。

- ・試験片厚さ $B > 25 \cdot J_Q / \sigma_y$
 - ・初期リガメント $b_0 > 25 \cdot J_Q / \sigma_y$
 - ・ Δa_Q でのリグレッションカーブの傾き $dJ / da < \sigma_y$

ここで、 σ_y はフローストレス（0.2%耐力と引張強さの平均値）である。

破壊靶性試験の試験温度は表 5.2-1 に示したように 0°C および 150°C で実施した。

5.2.2 試験結果

破壊靱性試験結果を表 5.2-2 に示す。150°Cでは、7種類の材料（母材及び電子ビーム溶接継手・MAG 溶接継手・TIG 溶接継手の溶着金属と熱影響部）とも全てに延性き裂の成長が認められ、J-R 曲線が得られた。これに対して、0°Cでは母材・電子ビーム溶接継手の溶着金属・全溶接継手の熱影響部で、脆性不安定破壊が生じた。図 5.2-4 に測定した J-R 曲線を示す。また、 J_{IC} あるいは J_Q （脆性不安定破壊を起こした場合には、不安定破壊点での J 積分の値 J_Q ）を次式に従って算出した等価の破壊靱性 $K_{Ic(0)}$ と試験温度の関係を図 5.2-5 に示す。なお延性き裂の成長が生じている場合には、この値は安全サイドの値となる。

150°Cでは7種類の材料のうち、MAG溶接継手・TIG溶接継手の溶着金属の $K_{Ic(J)}$ が高く、他の材料はほぼ同等である。一方、0°Cにおいては電子ビーム溶接継手の溶着金属が多少低い値を示す傾向にあるが、今回の試験においては $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 以上の値が得られている。

今回の破壊靭性試験は静的な条件で実施した。このため、オーバーパック取扱いの際の落下事象のようにひずみ速度が早いケースを対象とした場合には、今回測定したデータが

そのまま使用できるものではない。すなわち、フェライト鋼の破壊靭性は、図 5.2-6 に示す例のように温度のみならず、ひずみ速度に依存する。日本溶接協会鉄鋼部会 APD 委員会では、動的な負荷を受ける場合、静的な破壊靭性の温度依存カーブを高温側に温度シフト (ΔT_p) させ、動的な破壊靭性を推定する方法を提案している [2]。

$$\Delta T_p = (1/2) \cdot \Delta \sigma_f \quad : \quad 0 \leq \Delta \sigma_f \leq 80 \quad (\text{MPa}) \quad \dots \dots \dots \quad (9)$$

$$40 \quad : \quad 80 \leq \Delta \sigma_f \leq 300 \quad (\text{MPa})$$

$\Delta \sigma_f$ は流動応力の上昇量であり、次式に示す降伏点の上昇量 ($\Delta \sigma_y$) と引張強さの上昇量 ($\Delta \sigma_R$) の平均で与えられる。

$$\Delta \sigma_y = \sigma_{y_0} [\exp\{8 \times 10^{-4} \cdot (\sigma_{y_0}/E)^{-1.5} (1/\ln(10^8/e) - 1/\ln(10^8/10^{-4}))\} - 1] \quad \dots \quad (10)$$

$$\Delta \sigma_r = \sigma_{T_0} [\exp\{8 \times 10^{-4} \cdot (\sigma_{v_0}/E)^{-1.5} (1/\ln(10^9/e) - 1/\ln(10^9/10^{-4}))\} - 1] \quad \dots \quad (11)$$

ここで、 σ_{v_0} 、 σ_{m_0} ：室温での降伏点と引張強さ(MPa)

E : ヤング率 (MPa)

e, e_a : ひずみ速度 (1/s)

以上より、オーバーパックの落下のひずみ速度 e が判れば、温度シフト (ΔT_D) が推定できる。しかしながら、今回測定した各材料の破壊靱性は 2 温度のみのデータであり、しかも高温側 150°C のデータは延性破壊のため、静的な破壊靱性の温度依存カーブが得られていないことから、落下事象に対する健全性評価には、温度を変えた破壊靱性データの充実が必要と考える。

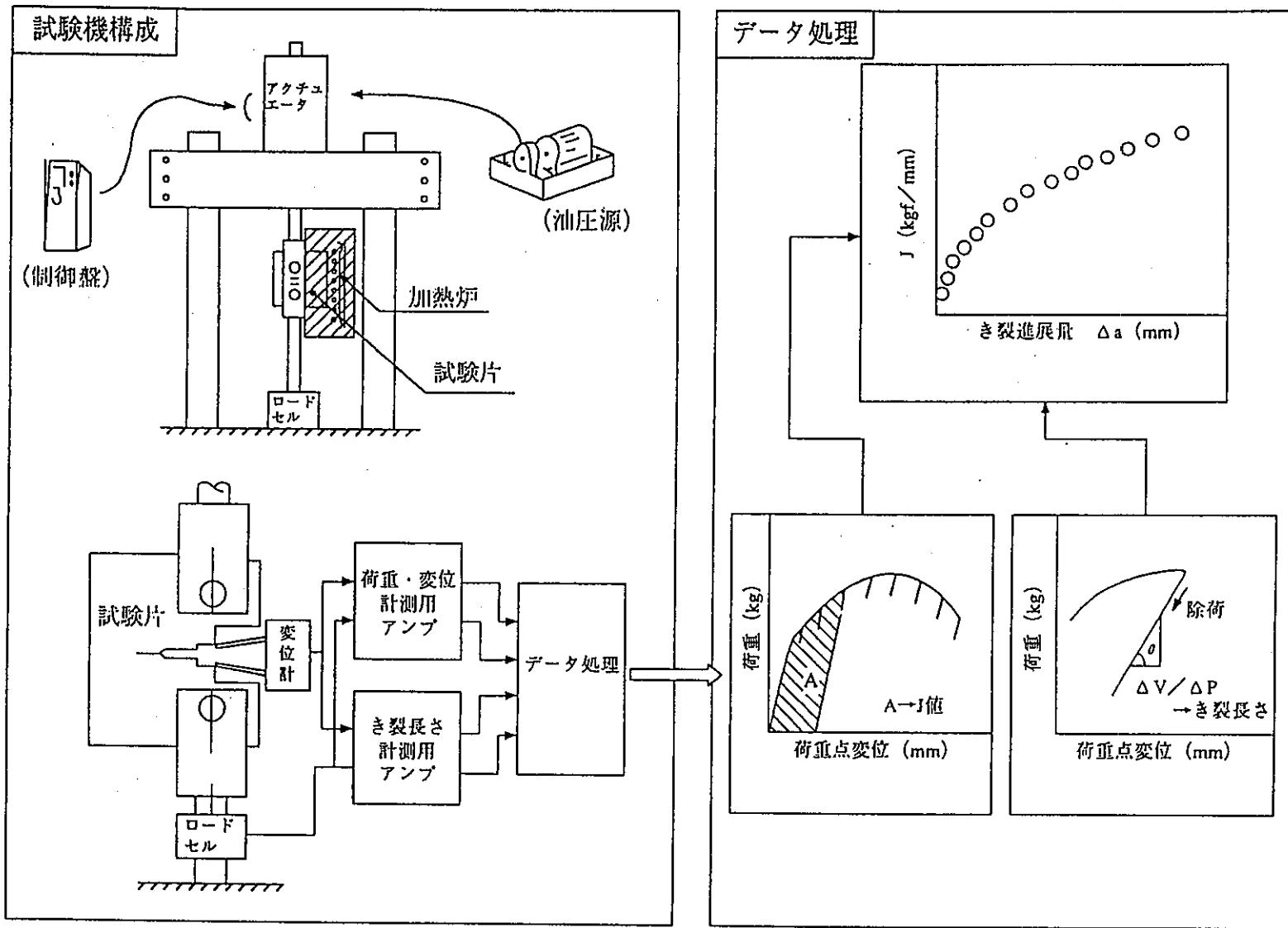


図 5.2-1 破壊韌性試験の測定要領

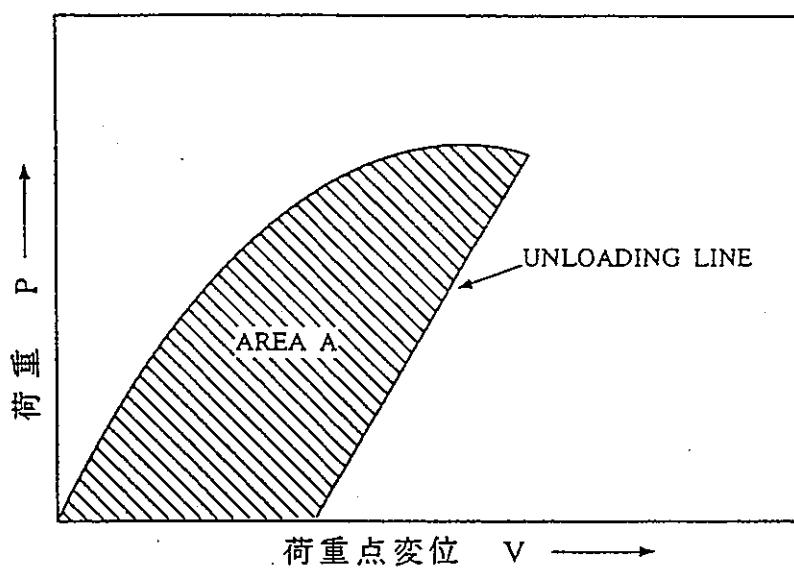


図 5.2-2 荷重 - 変位曲線および面積 A

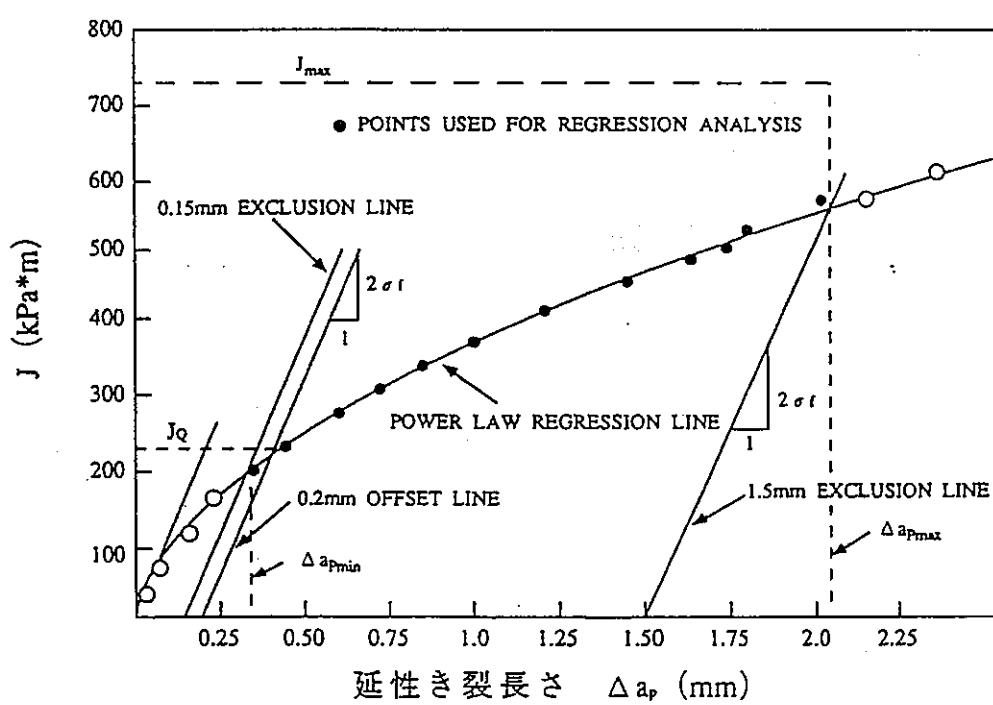


図 5.2-3 J_Q 決定法

表5.2-2 破壊非性試験結果

対象 部位		温度 T (°C)	幅 W	試験片形状 (mm)			P _Q (kN)	P _{max} (kN)	注1) K _{Ic} (MPa \sqrt{m})	J _c (kJ/m ²)	注2) J _{Ic} (kJ/m ²)	K _{Ic(J)} (MPa \sqrt{m})	備考
				厚さ B	SG底厚さ Bn	き裂長さ a							
SFVC1 母材		0	50.0	25.0	20.0	27.3	20.6	35.2	(46.3)	141	-	179	脆性破壊発生
		150	50.0	25.0	20.0	27.1	-	35.9	-	-	123	163	延性き裂成長
電子ビーム	溶着金属	0	50.0	25.0	20.0	26.3	27.0	35.0	(56.9)	46	-	102	脆性破壊発生
		150	50.0	25.0	20.0	26.3	-	50.0	-	-	116	158	延性き裂成長
溶接継手	熱影響部	0	50.0	25.0	20.0	26.4	29.6	51.9	(62.4)	199	-	212	脆性破壊発生
		150	50.0	25.0	20.0	26.8	-	47.3	-	-	119	160	延性き裂成長
MAG	溶着金属	0	50.0	25.0	20.0	26.4	-	67.2	-	-	378	293	延性き裂成長
		150	50.0	25.0	20.0	26.5	-	59.4	-	-	217	216	延性き裂成長
溶接継手	熱影響部	0	50.0	25.0	20.0	26.7	30.4	51.5	(65.2)	246	-	236	脆性破壊発生
		150	50.0	25.0	20.0	26.9	-	47.2	-	-	123	163	延性き裂成長
TIG	溶着金属	0	50.0	25.0	20.0	26.9	-	64.6	-	-	(878)	446	延性き裂成長
		150	50.0	25.0	20.0	26.5	-	63.9	-	-	381	286	延性き裂成長
溶接継手	熱影響部	0	50.0	25.0	20.0	26.8	29.1	49.1	(63.1)	119	-	164	脆性破壊発生
		150	50.0	25.0	20.0	26.8	-	47.5	-	-	127	165	延性き裂成長

注1) ()はASTM E399のvalid条件を満足しないK_Q値注2) ()はASTM E1737のvalid条件を満足しないJ_Q値

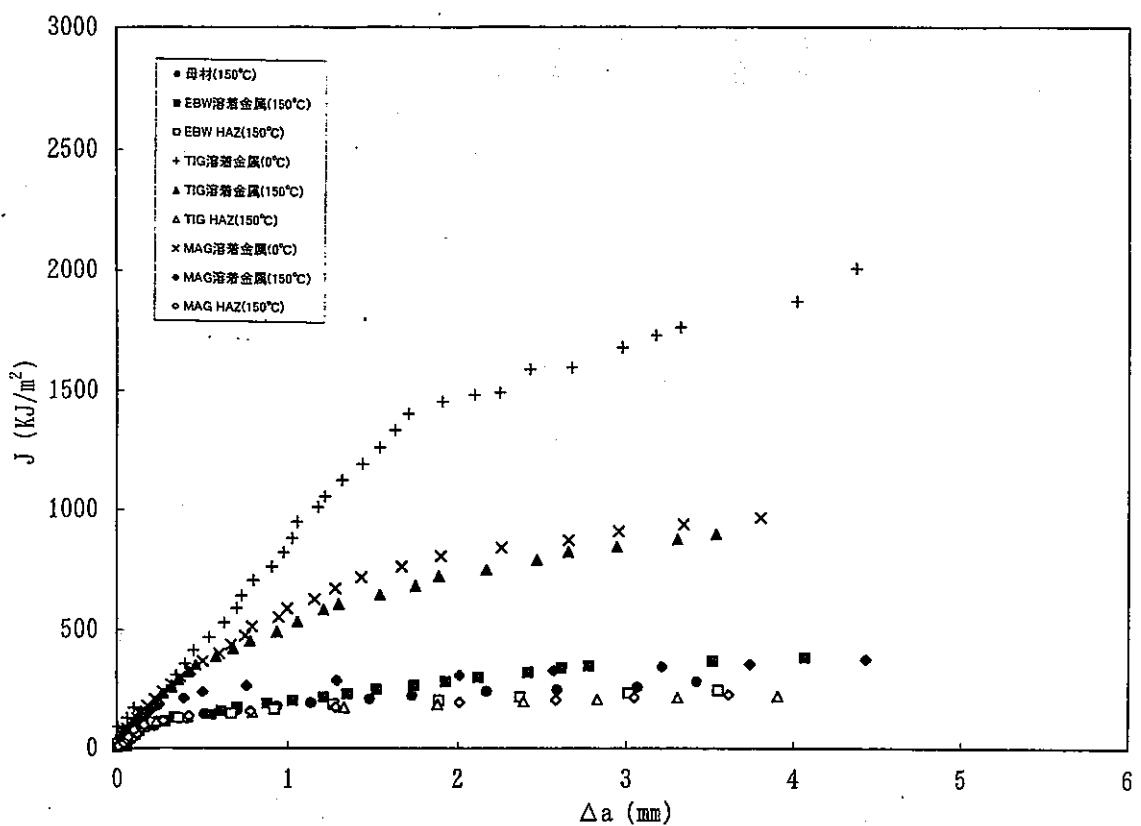


図 5.2-4 J-R曲線

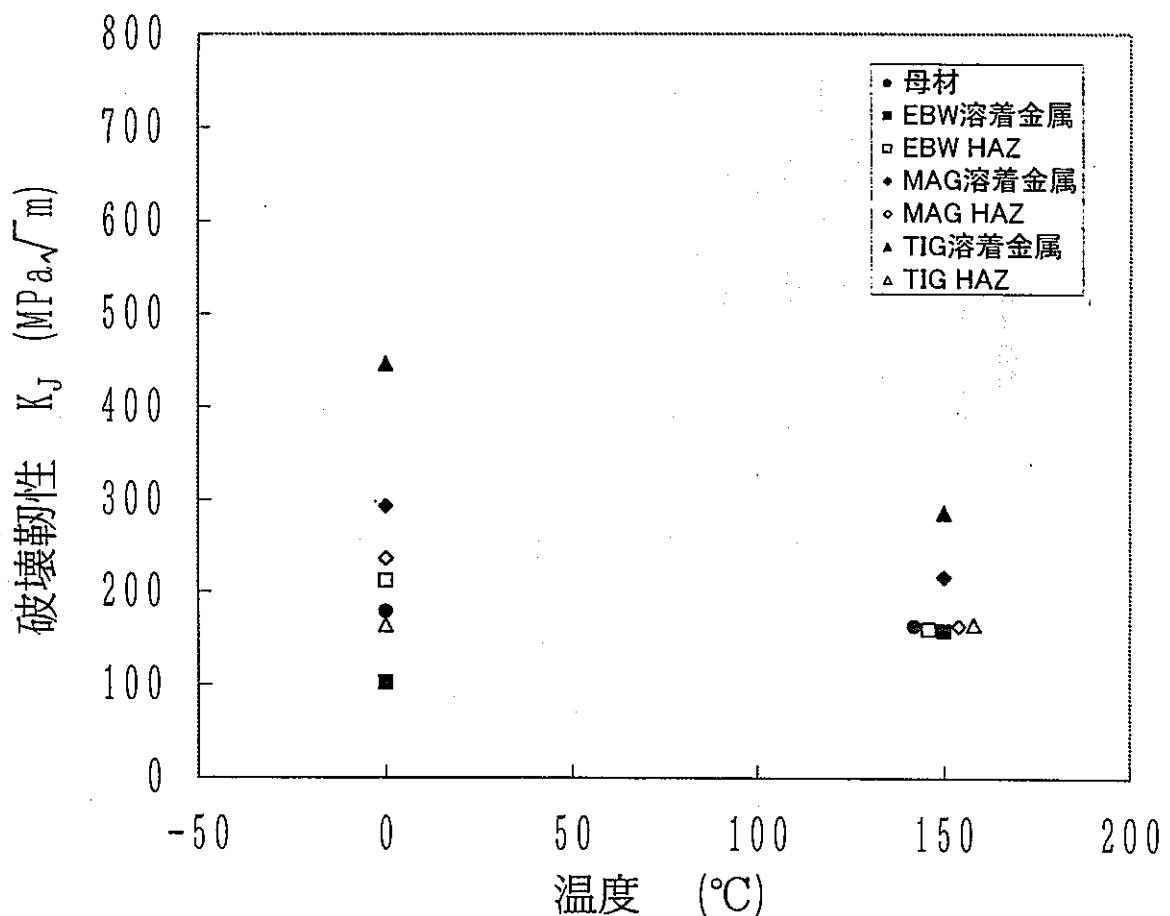


図 5.2-5 K_J と試験温度の関係

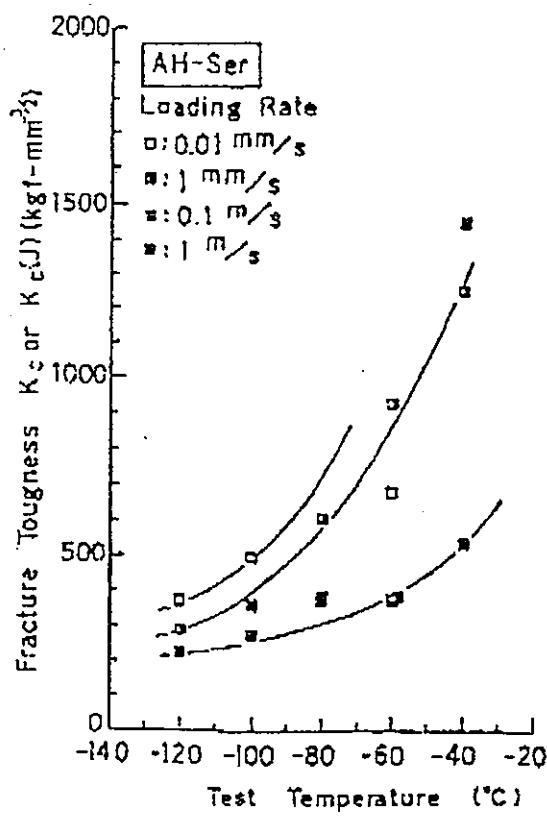


図 5.2-6 破壊靱性のひずみ速度依存性の例

5.3 硬さ試験結果

各溶接継手の硬さをマイクロピッカース硬度計(荷重9.8N)で測定した(図5.3-1～3)。

溶接金属は電子ビーム溶接部が最も硬くHv240程度であり、次いでM A G溶接部がHv210程度、T I G溶接部Hv190程度である。溶接熱影響部の最高硬さは電子ビーム溶接部とM A G溶接部がHv250前後であり、T I G溶接部はHv210程度と低くなっている。T I G溶接部は溶接ビームの積層数が多く、多重・熱サイクルをうけることから溶接中に焼なまされたために軟化したものであり、一般的傾向と同じである。

なお、硬さ分布は1/4 T、3/4 T及び表面から20mmの位置で測定したが、いずれの位置でも同じ傾向であり、測定位置の影響はほとんどなかった。

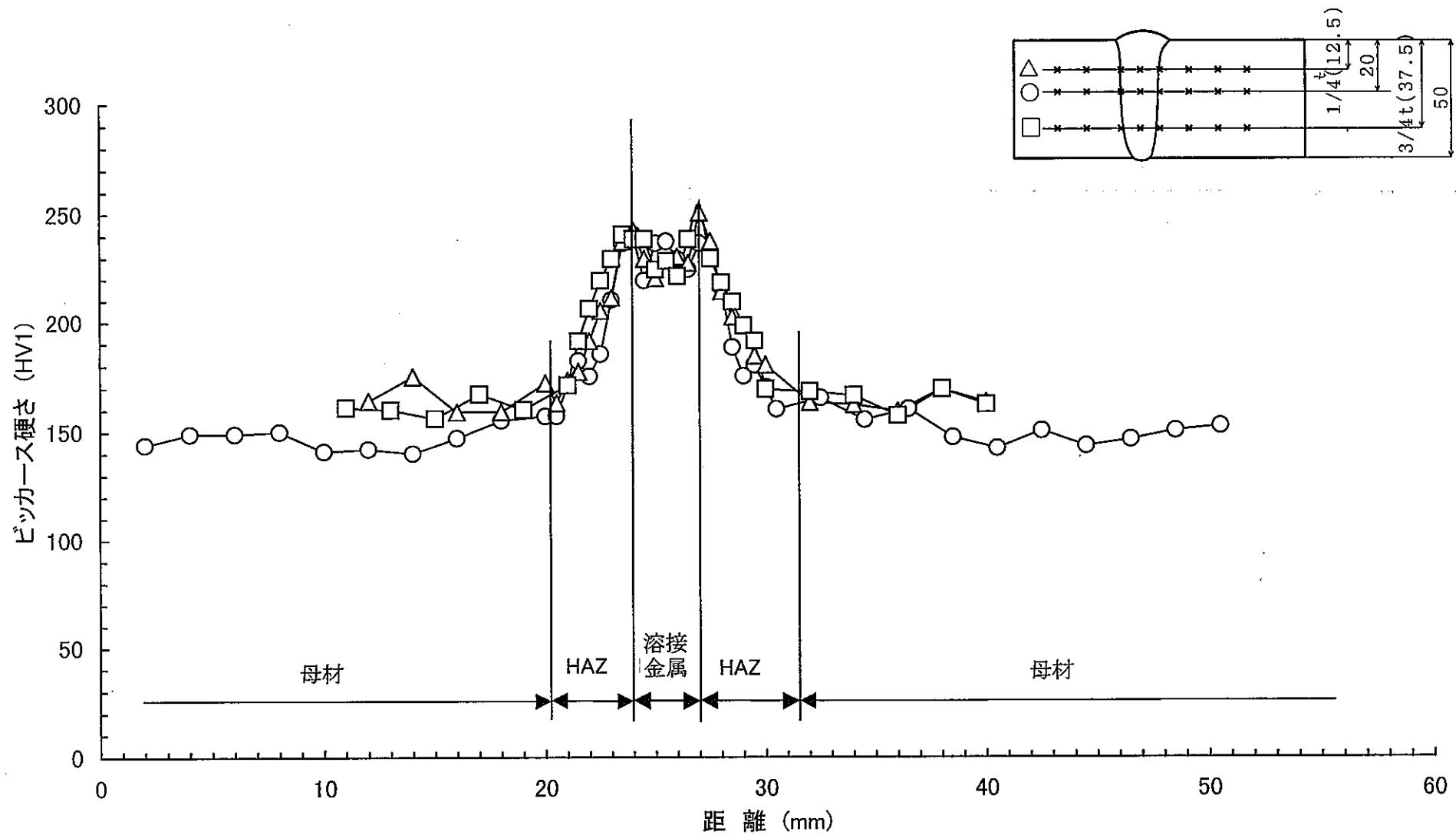


図5.3-1 溶接継手部の硬さ分布(電子ビーム溶接)

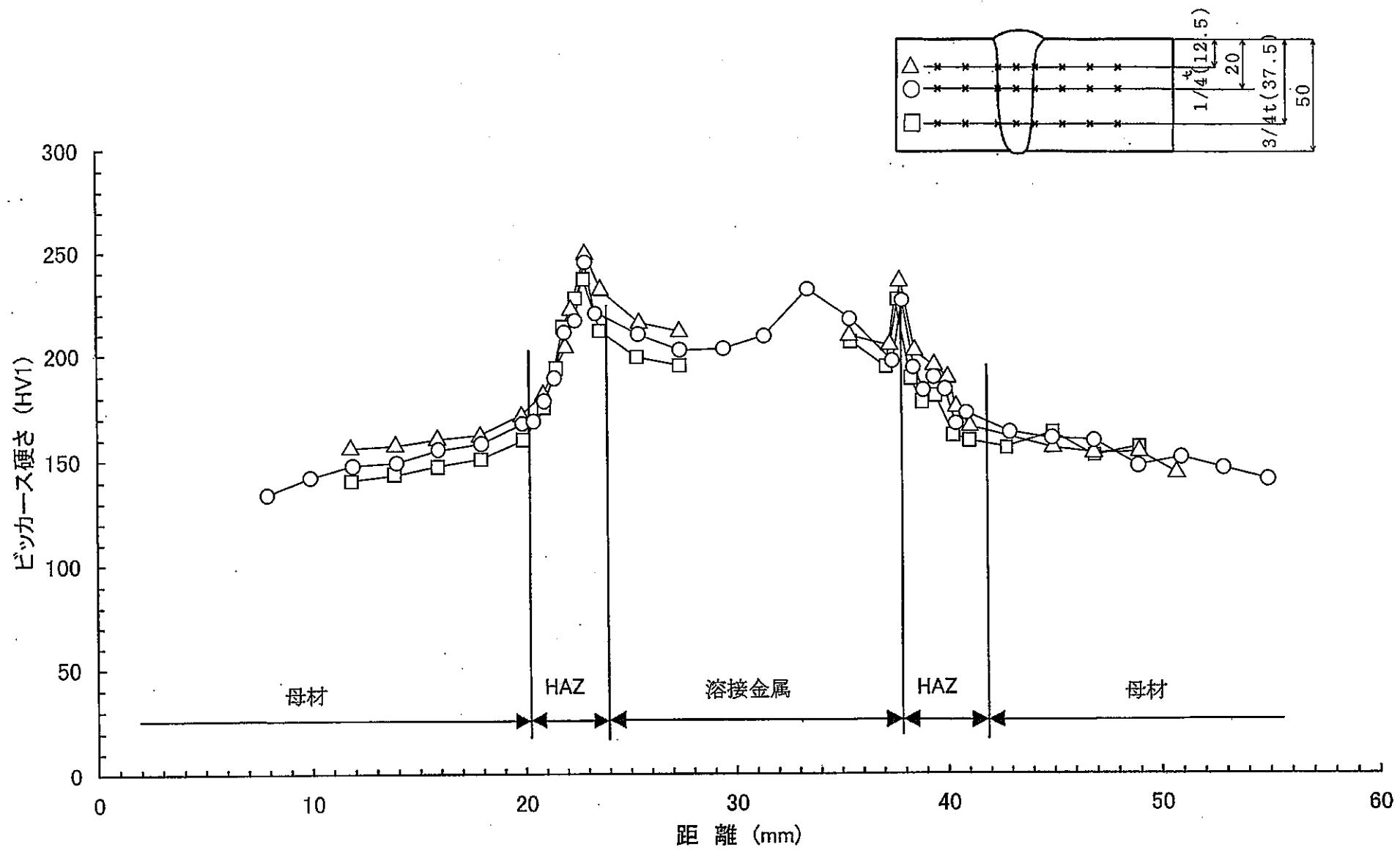


図5.3-2 溶接継手部の硬さ分布(MAG溶接)

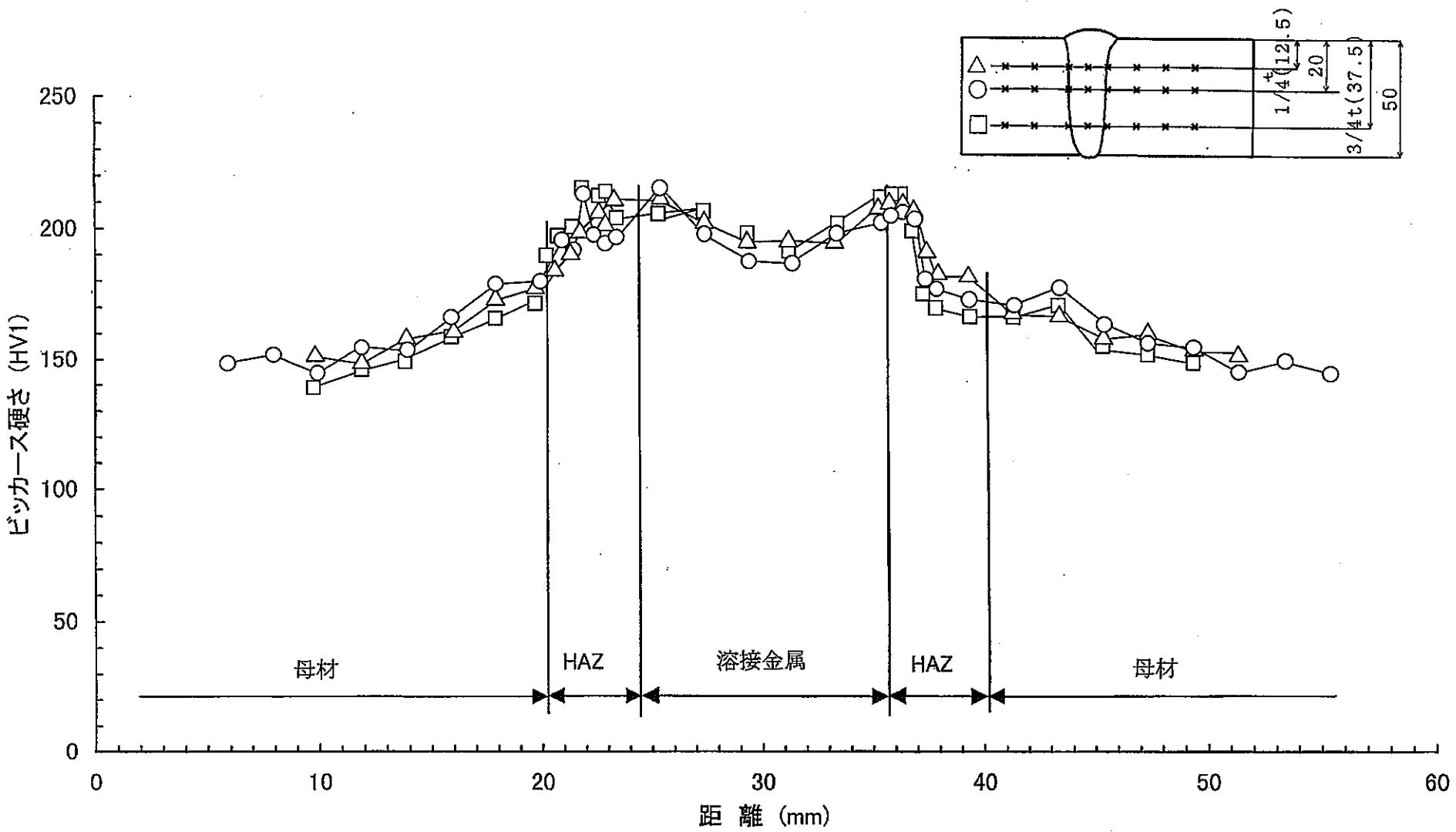


図5.3-3 溶接継手部の硬さ分布 (T+G溶接)

5.4 組織観察

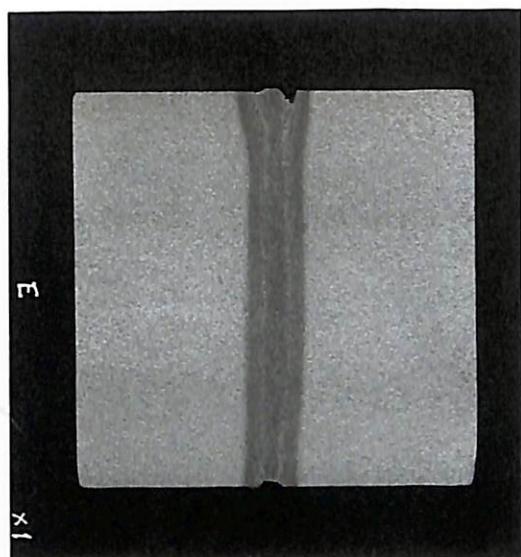
溶接部のマクロ組織を図5.4-1に示し、ミクロ組織を図5.4-2～4に示すが、いずれも溶接欠陥は認められなかった。

母材はフェライトとパーライトの混合組織であった。

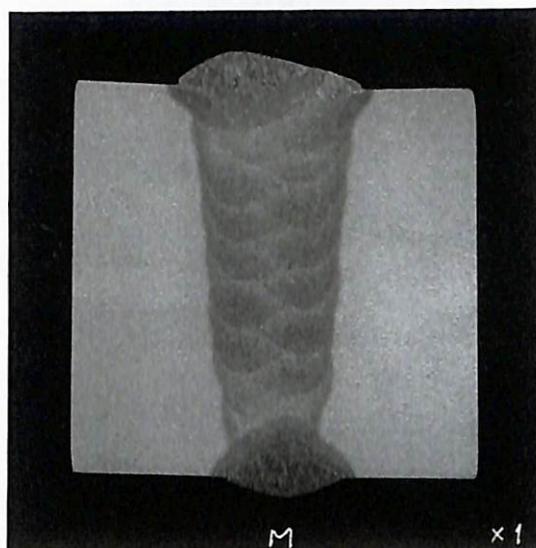
電子ビーム溶接部では結晶粒が大きく、溶接金属がマルテンサイト、ベイナイトと一部にフェライトを含む混合組織であり、熱影響部もほぼ同様の組織であった(図5.4-2)。

MAG溶接部は、溶接金属がベイナイトとマルテンサイトの混合組織であり、電子ビーム溶接に対して結晶粒は小さく、熱影響部も電子ビーム溶接より細かな組織であった(図5.4-3)。

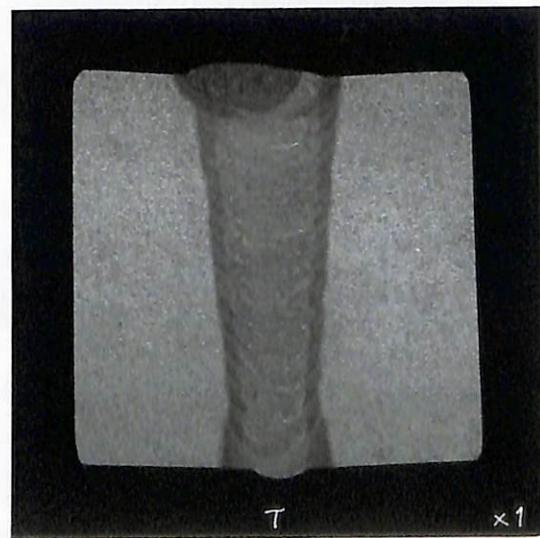
TIG溶接部は溶接金属、熱影響部とも多重熱サイクルによって微細組織になっていた(図5.4-4)。



電子ビーム溶接

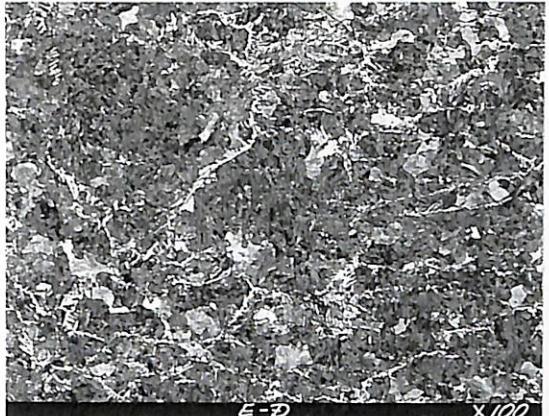


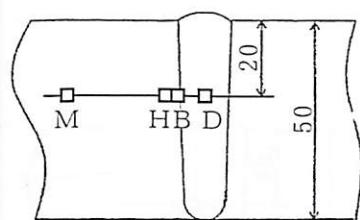
MAG溶接



TIG溶接

図5.4-1 溶接部のマクロ組織

撮影位置	$\times 100$
D : 溶接金属	 E-D $\times 100$
B : 溶接境界	 E-B $\times 100$
H : 热影響部	 E-H $\times 100$
M : 母材	 E-M $\times 100$



□ : ミクロ組織観察位置 ($\times 100$)

組織試験位置

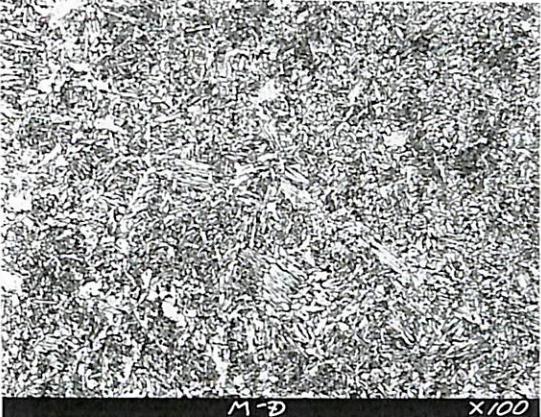
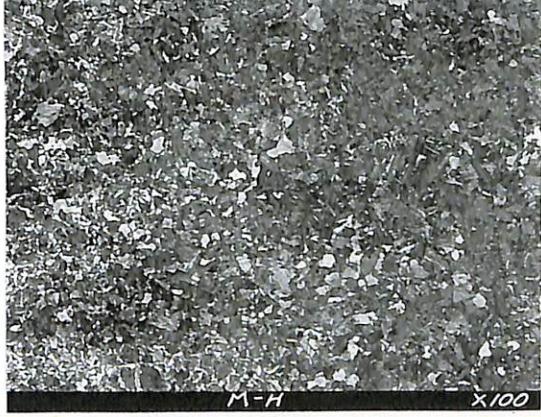
溶接金属
溶接境界
熱影響部

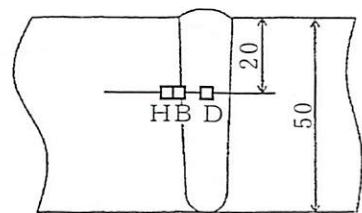
- ・白 : フェライト
- ・灰、黒 : ベイナイト
- ・灰針状 : マルテンサイト

(母材)

- ・白 : フェライト
- ・黒 : パーライト

図5.4-2 溶接部のミクロ組織(電子ビーム溶接)

撮影位置	$\times 100$
D : 溶接金属	 M-D $\times 100$
B : 溶接境界	 M-B $\times 100$
H : 热影響部	 M-H $\times 100$



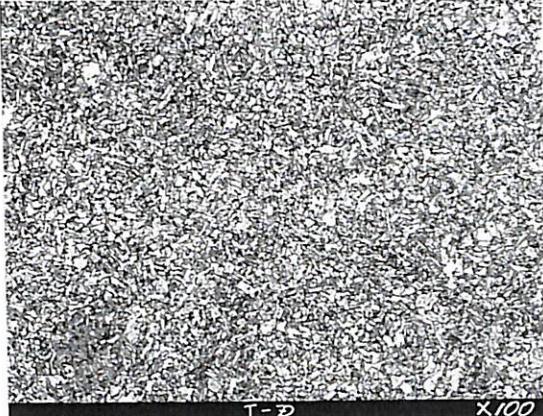
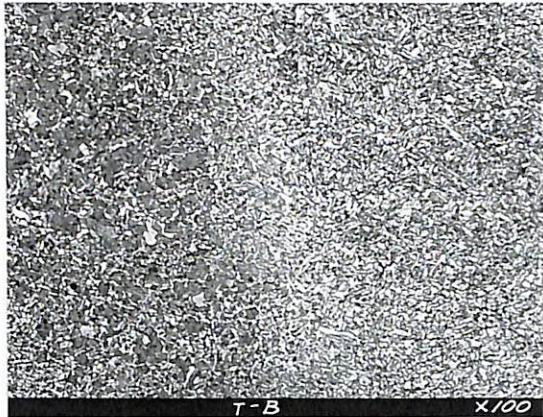
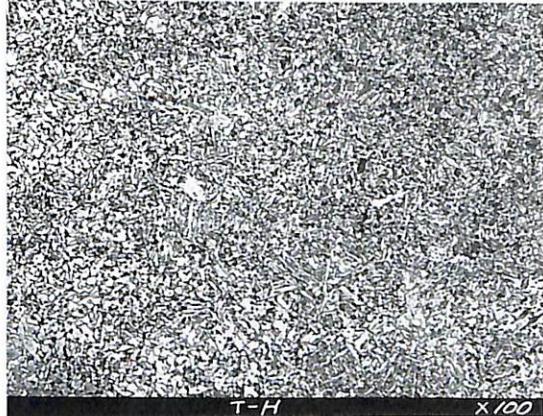
□ : ミクロ組織観察位置 ($\times 100$)

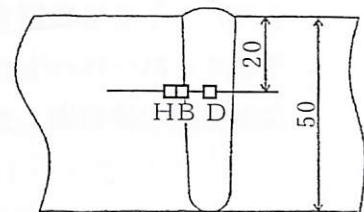
組織試験位置

溶接金属
溶接境界
熱影響部

- ・白 : フェライト
- ・灰、黒 : ベイナイト
- ・灰針状 : マルテンサイト

図5.4-3 溶接部のミクロ組織(MAG溶接)

撮影位置	$\times 100$
D : 溶接金属	 T-D $\times 100$
B : 溶接境界	 T-B $\times 100$
H : 热影响部	 T-H $\times 100$



□ : ミクロ組織観察位置 ($\times 100$)

組織試験位置

溶接金属
溶接境界
熱影響部

- ・白 : フェライト
- ・その他 : ベイナイト

図5.4-4 溶接部のミクロ組織 (TIG溶接)

6. 評価

6.1 溶接部の引張特性を考慮したオーバーパックの破壊予測解析

6.1.1 概要

外圧によるオーバーパックの破壊荷重及び不安定破壊に対するき裂のクライテリアを評価するために、5項に示す母材及び溶接部の材料特性を反映したオーバーパックのFEM解析を実施し、外圧による破壊に対する裕度を確認した。また、溶接部の残留応力も考慮し、その影響を把握した。

6.1.2 2次元軸対称解析モデル

解析に用いる2次元軸対称モデルは、以下に基づき作成した。

(1) 解析モデル全体形状

オーバーパックの各部の厚さは、下の表に示すように放射線遮へい厚さと腐食代によって決まっている（「第2次とりまとめ」より）。

	硬岩系岩盤		軟岩系岩盤	
	蓋部	円筒部	蓋部	円筒部
①耐圧厚さ	110mm	50mm	80mm	30mm
②放射線遮へい厚さ			150mm	
③腐食代			40mm	
初期オーバーパック厚さ max {①, ②} + ③			190mm	

解析モデルは、オーバーパックのリファレンス形状に基づき、各部の厚さから腐食代を差し引いた厚さを用いることし、結果として②の150mm一様とした。

解析モデルの全体形状を図6.1.2-1に示す。

蓋と円筒部のはめあい部については接触を考慮したモデルとし、初期隙間はないものとした。

(2) 溶接金属形状

電子ビーム溶接、MAG溶接及びTIG溶接を用いて実施した溶接部強度試験結果とオーバーパックの設計例（動力炉・核燃料開発事業団殿 委託業務 超長期耐食性複合容器の製作 蓋製作図（J8-00AG009R2））に基づき、解析モデルに反映する溶接金属部形状を設定した。

溶接部試験の断面マクロ観察の結果から得られた溶接金属部とその熱影響部の幅を表6.1.2-1に示す。これより解析モデルにおける溶接金属部と熱影響部を合わせた部位の幅を設定した。

また、溶接部の溶け込み深さについては次のように設定した。

- ・電子ビーム溶接は部分溶け込み溶接であるため、必要な溶接深さに対して施工上10mmの余裕を見込んでおり、解析モデルでは熱影響部を含めて溶接深さ+10mmをモデル化した
- ・MAG溶接及びTIG溶接については設計上の溶接深さをモデル化した（開先

ルート部までを溶接深さとした)。

図 6.1.2-2 に電子ビーム溶接の溶接金属部形状、図 6.1.2-3 にM A G 溶接、図 6.1.2-4 にT I G 溶接の溶接金属部形状を示す。

(3) 材料物性値

5 項に示す母材及び溶接部(電子ビーム溶接: E B W, M A G 溶接: M A G, T I G 溶接: T I G)の引張試験(試験温度 150°C)の応力-ひずみ関係より、解析に用いる応力-ひずみ線図作成した。

解析に用いる応力-ひずみ線図は、0 ~ 最大荷重の範囲については実際の引張試験結果(試験温度 150°C)を多直線近似し、最大荷重後は応力一定でひずみのみ増大させることとした。

図 6.1.2-5 に解析に用いる母材及び溶接部の応力-ひずみ線図を示す。

上述の(1)~(3)項に基づいて作成した解析モデル図を図 6.1.2-6~8 に示す。

6.1.3 残留応力の推定

昨年度の文献調査結果等を踏まえて、本オーバーパック構造における溶接部の残留応力について、電子ビーム溶接と多層盛溶接継手(M A G 溶接、T I G 溶接)を対象に検討を行った。

残留応力は、溶接時の溶融金属の熱収縮による変形(熱ひずみ)が全体の構造に拘束されることによって生じるものである。しかし、本オーバーパックの溶接部構造に相当する、おとし蓋型の溶接部に関する知見がないため、本解析モデルに対応する詳細な残留応力の推定は困難である。このため、今回は暫定的に付録-5 に示す資料を参考に残留応力を暫定した。

解析では、残留応力が溶融金属の熱収縮に起因することを考慮し、溶接部の線膨張係数及び温度を適切に設定し、母材部に対して溶接部の温度を低くすることにより熱ひずみを与え、発生する熱応力により残留応力を模擬するものとした。

残留応力は溶接手法によって異なり、1 パスで施工する電子ビーム溶接では溶接部全體が一様に収縮し、多層盛溶接では初期の溶接バス部と終盤の溶接バス部で開先形状の変化などにより収縮の仕方が変化する。よって、電子ビーム溶接では母材と溶接部に一様の温度差を与え、多層盛溶接では初期の溶接バス部から終盤の溶接バス部にかけて変化させた温度差を与えた。

材料の室温~融点付近までの線膨張係数データがないため、S U S 3 0 4 のデータから想定した。具体的にはS U S 3 0 4 の融点付近までの平均線膨張係数に4 0 0 °C付近のS U S 3 0 4 と炭素鋼の平均線膨張係数比を乗じた $16.35 \times 10^{-6} \text{ mm/mm}/\text{°C}$ を用いる。線膨張係数は室温~700°C程度においてはS U S 3 0 4 と炭素鋼は同程度の比率で変化しており、この関係を外挿して適用することとした。

具体的な設定条件を以下に示す。

E BW溶接については、1パスで溶接を実施するため、解析モデルの溶接金属部に相当する部分に周辺に比べて1500°Cの温度差を与えることとした。1500°Cは炭素鋼の融点と室温との差に該当する。

TIG溶接については、複数パスで溶接を実施するため、解析モデルの溶接金属部に相当する部分に与える周辺との温度差を線形的に変化させることとし、深い側で1500°C、表面付近で950°Cとした。E BW溶接部に熱ひずみの形で残留応力を負荷した解析の結果、溶接部表面付近に0.9%程度のひずみが生じており、このひずみに相当する温度差（約550°C）を溶接部の深い側と表面付近に負荷することにより多層盛りの影響を評価した。

図6.1.3-1にE BW溶接部付近の残留応力分布を、図6.1.3-2にTIG溶接部付近の残留応力分布を示す。

6.1.4 破壊予測解析ケース

溶接部の材料特性が設計荷重における応力状態や破壊荷重に与える影響を把握するため、2次元軸対称モデルにより解析を実施した。解析は表6.1.4-1に示す7ケースを対象として設計荷重における応力状態を確認するための弾性解析及び破壊荷重を予測するための崩壊解析（弾塑性大変形解析）を実施する。

ケース1については、蓋と胴の溶接部近傍のスリット幅が大きい点で構造的に厳しいと考えられるTIG溶接部をモデル化した解析モデルを用いることとした。

MAG溶接部モデル化したケース4、5の崩壊解析については、次項に示す理由により実施しないこととした。

6.1.5 弹性解析

オーバーパックの設計荷重である外圧15.3MPaを負荷する弾性解析をケース1、2、4、6について実施した。

表6.1.5-1～4及び図6.1.5-1～4にケース1、2、4、6の評価断面の応力分類結果、変形状態及び相当応力分布を示す。以下に弾性解析結果の傾向及び評価を示す。

- ・近傍に溶接部のない評価断面3、4に発生している応力についてはいずれのケースも同等である。
- ・ケース1、6は同一のモデルを使用していること、弾性解析であるため溶接部と母材部の物性値の差がYoung率だけであることにより、評価断面1、2に発生している応力はほぼ同等である。
- ・MAG溶接部をモデル化したケース4とTIG溶接部をモデル化したケース6を比較すると、評価断面1、2に発生している応力は材料物性の差に起因して若干の差があるものの、ほぼ同等である。

- ・E BW溶接部をモデル化したケース2では、評価断面2上のスリット幅が小さいため、他のケースに比べ応力が小さめである。

弾性解析の結果、ケース1の母材一様の場合に比べて溶接部の物性値の差や若干のモデル形状の差に起因して発生応力が多少異なる結果が得られているが、これらの差異は全体の破壊に寄与するほどのものではないと予測される。

また、ケース4とケース6で解析結果にほとんど差がなく、一方の結果より他方の結果が予測できると考えられるため、残留応力の検討及び崩壊解析についてはMAG溶接部をモデル化したケースはTIG溶接部モデルにて代表させることとした。

6.1.6 崩壊解析

オーバーパックの破壊荷重を予測するために崩壊解析を実施した。崩壊解析とは、大変形を考慮した弾塑性解析によって行い、荷重を徐々に増加することにより構造に塑性変形を生じさせ、大きく変形させる解析である。

破壊荷重（崩壊荷重）については、以下に示す3種類の方法で設定し、その差異を検討する。

- ① 荷重とそれによる変形量の関係直線を求めて、その直線部の荷重軸に対する2倍の勾配の直線が、荷重と変位量との関係直線と交わる点に相当する荷重（倍角法）
- ② 評価断面の各部位のミーゼス相当応力が降伏応力を越えた荷重
- ③ 局所で発生する相当塑性ひずみが5%を超える荷重（出典：ASME section III Division 1 Subsection NH, Class 1 Components in Elevated Temperature Service）

崩壊解析では、上記の崩壊荷重の評価を行うため、外圧荷重と変位、ミーゼス相当応力及び塑性ひずみとの関係を表した履歴データを取得する。

従来のオーバーパックの構造健全性評価より、全体構造の崩壊はオーバーパック円筒胴中央部又は蓋中央部において発生し、コーナー部付近では表面近傍で高い応力が生じ、塑性ひずみが進行するものの崩壊には寄与しないと考えられる。

よって、履歴データは各モデルについて、円筒胴中央部断面、蓋中央部断面及び溶接部付近の挙動確認のため、弾性解析で評価を行った評価断面1、2を対象に作成することとした。

また、崩壊解析では残留応力を考慮したケースについても実施するが、その解析手法を示す。溶接部の残留応力は図6.1.3-1及び図6.1.3-2に示すように大きく、材料は塑性域に入る。よって、残留応力を考慮するケースについては、まず熱ひずみのみを与えた弾塑性解析を実施し、そこから外圧荷重を負荷していく崩壊解析を実施することとした。

図6.1.6-2～16にケース1、2、3、6、7の崩壊解析の履歴データを示す。図6.1.6-1には履歴データの出力断面位置を示す。

各ケースの履歴データを取得した断面について、上述の①～③の評価方法で崩壊荷重

を求める結果を表 6.1.6-1 に示す。

以下に崩壊解析結果の傾向及び評価を示す。

- ・いずれのケースも評価法①（倍角法）で求めた場合、断面 5（胴中央部）の崩壊荷重が最も小さく、約 130MPa である。
- ・いずれの評価法でも断面 5（胴中央部）の崩壊荷重が最も小さい。
- ・溶接部は母材部より降伏点が大きいため、母材一様のケース 1 に比べると溶接部の物性値を考慮したケース 2, 6 のほうが評価断面 1, 2 では崩壊荷重が大きい。
- ・残留応力がある場合、評価法①では評価断面 1, 2 で崩壊荷重は大きくなる。
- ・評価法②及び③では残留応力による応力やひずみが、外圧による応力やひずみと重ね合わされる箇所と相殺する箇所があるため、崩壊荷重が大きくなる場合と小さくなる場合がある。

残留応力は溶接近傍には影響を与えるものの本オーバーパックの崩壊挙動を支配している胴中央部への影響はほとんどないことが確認された。また、溶接部近傍に与える影響も表面付近などの局所的な評価をした場合に見られるもだけである。

6.1.7 3 次元解析モデル

3 次元モデルによる解析は、2 次元軸対称モデルではモデル化できないオーバーパック形状の形状不整の影響を把握することを目的とし、3 次元シェルモデルを用いて行った。解析モデルの形状は以下に基づき設定した。

(1) 解析モデル全体形状

オーバーパックの基準寸法は、6.1.2(1) 項に基づく。

オーバーパックの崩壊は、従来の検討の結果より円筒胴の部分で決まっており、3 次元解析においても円筒胴部の形状不整に着目する必要がある。

オーバーパックの胴は鍛鋼品から機械加工により製作され、その形状不整は製作時の機械加工公差に起因して生じる。従来のオーバーパックの設計例では、JIS B 0405 に示される公差等級 f (精級) に相当する公差が指示されており、今回の解析ではこれを包絡する公差等級 m (中級) で解析モデルを設定する。表 6.1.7-1 に JIS B 0405 に示される、面取り部分を除く長さ寸法に対する許容差を示す。

具体的には、内径及び外径ともに基準寸法に対して ±0.8mm とする。

また、内径と外径の中心軸の同軸度については、JIS では規定されておらず、同軸度も含めて内径及び外径の寸法公差に含まれると考えられる。

本来、機械加工公差が全て極端な側に組み合わされることは起こり得ないが、保守的評価とするため、解析では最も極端な公差が生じる場合を対象とする。蓋部の形状については、後述する固有値解析の結果より胴中央部の楕円に対して長軸と短軸が入れ替わる方向の楕円とするほうが保守的である。

図 6.1.7-1 に解析モデルの設定フローと解析モデルの円筒胴部断面を示す。

板厚については、内径と外径の梢円方向が一致しているため、内外径公差に起因する板厚の変化はなく、全周で基準厚さの 150mm となるが、ここでは幾何学的形状とは関係なく公差が重畠した場合に最も板厚が小さくなった場合の値を採用することとする。つまり、オーバーパック円筒部の全周の板厚を、外径が最も小さくなる 740mm-0.8mm 及び内径が最も大きくなる 440mm+0.8mm より求められる最小板厚 149.2mm とした。

オーバーパックの高さについては、本オーバーパック構造の場合、高さ方向の公差が崩壊荷重に影響することはないと考えられるが、一般的には円筒が長くなるほど耐外圧性は低くなるため、表 6.1.7-1 の公差等級m（中級）の許容差より 1650mm+1.2mm とする。

蓋部厚さについては、表 6.1.7-1 の公差等級m（中級）の許容差より 150mm±0.5mm となるが、胴側との板厚の不連続を避けるため、胴側と同じ 149.2mm とする。これは、前述の許容差から得られる最低板厚よりも小さく、保守側の評価となる。

図 6.1.7-2 に 3 次元シェル解析モデルを示す。シェルの形状は板厚中心で設定しているため、高さは 1501.2mm、胴及び蓋断面は長軸 590.8mm、短軸 589.2mm の梢円とし、板厚は全て 149.2mm とした。

(2) 材料物性値

2 次元軸対称モデルの解析から、オーバーパックの崩壊は円筒胴部において生じることが分かっており、蓋取り付け部の溶接部強度や形状の影響は 3 次元解析では考慮しないこととする。

よって、本解析モデルは図 6.1.2-5 に示す試験温度 150℃ の引張試験の応力-ひずみ関係から得られた母材の物性値一様とする。

(3) 解析ケース

本オーバーパック形状では、理想的な真円の形状の場合と上述のような梢円形になる場合で座屈モードが変化する可能性がある。

現実的には完全に真円の構造物というものはあり得ないため、何らかの形状不整が生じるが、上述のような梢円形のモデルが非保守的な評価ではないことを確認するため、断面が真円であるオーバーパックと上述の梢円断面を持つオーバーパックについて 3 次元モデルによる固有値解析を行い、その固有モードを確認する。

6.1.8 3 次元解析結果

(1) 固有値解析結果

3 次元シェルによる真円断面モデルと梢円断面モデルの固有値解析を実施した。解析では胴中央部断面を軸方向に拘束するとともに、上下の蓋の中心点を軸方向以外を拘束した。また、回転するモードを削除するため、胴中央部断面の対称位置にある 2 点（梢円断面モデルでは長軸側の頂点）を回転方向に拘束した。

以上の拘束条件に適合する固有モードのみを抽出したものを図 6.1.8-1～2 に示す。

本図に示すように、真円断面モデルと楕円断面モデルは同一の固有モードを持っており、その固有値もほぼ同等、若しくは楕円断面モデルのほうがやや高い。

1つ目のモードは軸を中心にねじれるモードであり、外圧による崩壊は2つ目のモード図に示されるような、胴全体が内側に変形しながら円形が一方向に（楕円の場合、短軸方向に）つぶれるような形の固有モードで発生すると予想され、解析モデルの形状不整として設定した楕円形が妥当であることが確認された。

（2）崩壊解析結果

図 6.1.2-5 に示す3次元シェルモデルによる崩壊解析を実施した。図 6.1.8-3～4 に崩壊解析途上の外圧 100MPa 時点の変形状態及びミーゼス相当応力分布を示す。これより、固有値解析で予想した胴全体が内側に変形しながら楕円形が短軸方向につぶれるような形で崩壊に至っていることが分かった。

また、2次元軸対称解析モデルによる崩壊解析との比較を行うため、崩壊に寄与している胴中央部断面内の楕円長軸頂点付近及び蓋中央部の履歴データを取得しており、図 6.1.8-5 に示す。履歴データから 6.1.6 項に示す評価法で崩壊荷重を求めた結果を表 6.1.8-1 に示す。

崩壊荷重を評価した結果、評価法①により胴中央部の履歴から得られた約 130MPa が最も小さい値となった。評価法②、③で求めた崩壊荷重は一部を除き、2次元軸対称モデルによる崩壊解析で求めた崩壊荷重よりも小さい結果となった。

形状不整により崩壊荷重が大幅に低下することも予想されたが、解析の結果、今回考慮した程度の形状不整の場合、崩壊荷重はほとんど低下しないことが分かった。

これは、本オーバーパック構造は非常に厚肉の円筒容器であるため、形状不整の影響を受けやすい弾性座屈ではなく、影響を受けにくい塑性座屈によって崩壊していることによるものと考えられる。

6.1.8 まとめ

本オーバーパック構造に対して、2次元軸対称モデル及び3次元シェルモデルによって、破壊予測解析を実施して得られた結果を以下にまとめる。

- ・オーバーパックの蓋と胴の溶接部の強度は母材部よりも強く、構造全体の崩壊荷重に影響を与えない。
- ・オーバーパックの蓋と胴の溶接部の残留応力を考慮しても構造全体の崩壊荷重に影響を与えない。
- ・通常の機械加工での公差の範囲では、形状不整を与えて構造全体の崩壊荷重に影響を与えない。

表 6.1.2-1 溶接金属部断面マクロ観察結果

	溶接金属部幅	熱影響部幅
電子ビーム溶接	3mm	2mm
MAG溶接	開先形状と同等	1mm
TIG溶接	開先形状と同等	1.5mm

表 6.1.4-1 2次元解析ケース

ケースNo.	モデル	溶接部物性	残留応力の有無	弾性解析	崩壊解析
1	2次元 軸対称	母材データ	無	○	○
2		母材+E BWデータ	無	○	○
3			有	-	○
4		母材+MAGデータ	無	○	-
5			有	-	-
6		母材+TIGデータ	無	○	○
7			有	-	○

ケース4とケース6の弾性解析の比較の結果、物性値による差異はほとんどないため、崩壊解析についてはTIGデータを用いて解析ケースのみを実施することとした。

表6.1.5-1 ケース1評価断面における発生応力【母材一様、弾性解析、外圧15.3MPa】
(unit : MPa)

SECTION	CLASSIFICATION	SPP	SNN	STT	SNP	S1	S2	S3	SMAX		
LINE1	LINE1左方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-25.08	-20.70	-25.39	-11.38	-11.30	-34.48	-25.39	23.19
			inner M+B	-41.36	-36.31	-30.81	-23.75	-14.95	-62.72	-30.81	47.77
			outer M+B	-8.81	-5.09	-19.96	.99	-4.84	-9.05	-19.96	15.12
			inner M+B+P	-82.45	-105.36	-61.99	-26.14	-65.37	-122.44	-61.99	60.45
	LINE1右方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-25.04	-20.60	-25.34	-11.34	-11.26	-34.38	-25.34	23.11
			inner M+B	-41.20	-35.92	-30.65	-23.59	-14.82	-62.29	-30.65	47.47
			outer M+B	-8.89	-5.28	-20.04	.91	-5.06	-9.11	-20.04	14.98
			inner M+B+P	-101.73	-149.57	-81.01	-22.62	-92.72	-158.58	-81.01	77.57
LINE2.1	LINE2.1上方か らLINE2.1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.29	-20.67	-22.32	7.08	-13.40	-27.56	-22.32	14.17
			inner M+B	-28.51	-27.78	-29.23	17.29	-10.86	-45.44	-29.23	34.58
			outer M+B	-12.06	-13.57	-15.41	-3.12	-9.60	-16.03	-15.41	6.43
			inner M+B+P	-36.89	-41.94	-33.87	47.37	8.02	-86.85	-33.87	94.87
	LINE2.1下方か らLINE2.1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.32	-20.72	-22.34	7.15	-13.37	-27.67	-22.34	14.30
			inner M+B	-28.60	-27.92	-29.31	17.51	-10.75	-45.78	-29.31	35.03
			outer M+B	-12.03	-13.52	-15.38	-3.22	-9.47	-16.08	-15.38	6.61
			inner M+B+P	-34.52	-37.36	-31.78	51.50	15.58	-87.46	-31.78	103.04
LINE2.2	LINE2.2上方か らLINE2.2上の 応力値を外挿	溶接 金属	M	-67.80	-29.40	-39.37	76.10	29.88	-127.09	-39.37	156.97
			inner M+B	-136.44	-34.88	-61.62	96.60	23.47	-194.80	-61.62	218.27
			outer M+B	.83	-23.92	-17.11	55.60	45.42	-68.50	-17.11	113.92
			inner M+B+P	-178.70	-52.72	-79.61	97.63	.48	-231.90	-79.61	232.37
	LINE2.2下方か らLINE2.2上の 応力値を外挿	溶接 金属	M	-42.01	-41.75	-35.35	56.64	14.76	-98.52	-35.35	113.28
			inner M+B	9.23	-61.65	-31.47	81.38	50.06	-120.93	-31.47	170.99
			outer M+B	62.09	-66.13	-11.45	112.09	127.10	-131.14	-11.45	258.25
			inner M+B+P	-80.55	-57.16	-51.49	50.67	-16.85	-120.87	-51.49	104.01
LINE3	LINE3上方か らLINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-24.22	-24.21	-24.80	-8.24	-15.98	-32.45	-24.80	16.47
			inner M+B	-42.08	-39.68	-37.91	-21.70	-19.15	-62.62	-37.91	43.47
			outer M+B	-6.36	-8.74	-11.69	5.23	-2.18	-12.91	-11.69	10.73
			inner M+B+P	-84.38	-134.70	-74.82	-59.35	-45.08	-174.00	-74.82	128.93
	LINE3下方か らLINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-15.22	-10.34	-16.69	-.02	-10.34	-15.22	-16.69	6.35
			inner M+B	-23.09	-22.20	-23.67	-5.90	-16.72	-28.56	-23.67	11.84
			outer M+B	-37.74	-32.01	-33.57	-12.91	-21.65	-48.10	-33.57	26.45
			inner M+B+P	-8.43	-12.40	-13.76	1.10	-8.15	-12.68	-13.76	5.62
LINE4	LINE4右方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-25.25	-19.24	-24.97	8.94	-12.82	-31.68	-24.97	18.86
			inner M+B	-42.91	-30.91	-30.53	16.63	-19.24	-54.59	-30.53	35.35
			outer M+B	-7.59	-7.57	-19.41	1.25	-6.33	-8.83	-19.41	13.08
			inner M+B+P	-63.65	-53.93	-44.37	12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
	LINE4左方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-15.15	-9.47	-23.51	.07	-9.47	-15.15	-23.51	14.04
			inner M+B	-26.44	-22.02	-26.16	11.35	-12.67	-35.79	-26.16	23.13
			outer M+B	-47.44	-41.47	-35.05	25.80	-18.48	-70.43	-35.05	51.95
			inner M+B+P	-5.44	-2.56	-17.27	-3.10	-.58	-7.42	-17.27	16.69

CLASSIFICATION ; M : MEMBRANE
M+B : MEMBRANE+BENDING
M+B+P : MEMBRANE+BENDING+PEAK
SPP : NORMAL STRESS PARALLEL TO SECTION
SNN : NORMAL STRESS NORMAL TO SECTION
STT : NORMAL STRESS IN CIRCUMFERENTIAL DIRECTION
SNP : SHEAR STRESS ON SECTION
S1, S2, S3 : PRINCIPAL STRESSES
SMAX : STRESS INTENSITY ($|S_1 - S_2|, |S_2 - S_3|, |S_3 - S_1|$)max

(注) 有限要素法解析における評価ライン上の応力値は解析メッシュの積分点の応力値から内外挿される。
評価ラインの両側から内挿する場合、構造不連続部などでは非安全側の応力値となることがあるため、本検討では
評価ラインの片側から外挿することにより評価ライン上の応力値を求めた。

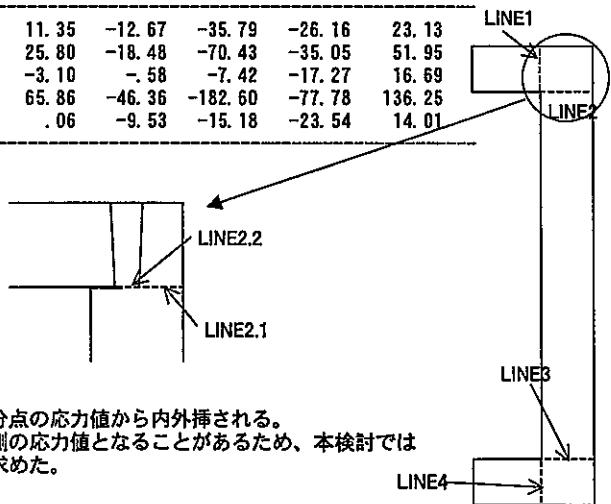


表6.1.5-2 ケース2評価断面における発生応力【E BW, 弾性解析, 外圧15.3MPa】
(unit : MPa)

SECTION	CLASSIFICATION	SPP	SNR	STT	SNP	S1	S2	S3	SMAX		
LINE1	LINE1左方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-25.73	-21.18	-25.67	-11.25	-11.97	-34.94	-25.67	22.96
			inner M+B	-44.07	-37.71	-32.30	-24.31	-16.37	-65.41	-32.30	49.03
			outer M+B	-7.40	-4.64	-19.04	1.80	-3.75	-8.29	-19.04	15.29
			inner M+B+P	-114.00	-127.90	-78.57	-52.08	-68.41	-173.49	-78.57	105.08
			outer M+B+P	-15.17	-9.69	-24.05	-0.03	-9.69	-15.17	-24.05	14.36
	LINE1右方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-25.67	-21.04	-25.61	-11.05	-12.07	-34.64	-25.61	22.58
			inner M+B	-43.85	-37.21	-32.09	-23.51	-16.79	-64.28	-32.09	47.49
			outer M+B	-7.49	-4.87	-19.14	1.42	-4.25	-8.11	-19.14	14.88
			inner M+B+P	-135.00	-176.90	-99.58	2.26	-134.88	-177.02	-99.58	77.44
			outer M+B+P	-15.18	-9.72	-24.06	-0.04	-9.71	-15.18	-24.06	14.35
LINE2.1	LINE2.1上方か らLINE2.1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.23	-20.47	-22.20	6.04	-14.31	-26.39	-22.20	12.09
			inner M+B	-28.41	-27.37	-28.96	13.79	-14.09	-41.69	-28.96	27.61
			outer M+B	-12.05	-13.57	-15.44	-1.71	-10.94	-14.68	-15.44	4.50
			inner M+B+P	-36.73	-43.42	-34.20	23.32	-16.52	-63.63	-34.20	47.12
			outer M+B+P	-15.20	-10.16	-16.66	.03	-10.16	-15.20	-16.66	6.50
	LINE2.1下方か らLINE2.1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.23	-20.46	-22.20	6.05	-14.30	-26.39	-22.20	12.10
			inner M+B	-28.39	-27.31	-28.93	13.78	-14.06	-41.64	-28.93	27.58
			outer M+B	-12.07	-13.62	-15.46	-1.68	-10.99	-14.70	-15.46	4.47
			inner M+B+P	-36.59	-43.10	-34.06	23.27	-16.35	-63.34	-34.06	46.99
			outer M+B+P	-15.22	-10.20	-16.67	.02	-10.20	-15.22	-16.67	6.47
LINE2.2	LINE2.2上下の 積分点の値か らLINE2.2上の 応力値を内挿	溶接 金属	M	-40.56	-44.26	-33.98	42.44	.07	-84.89	-33.98	84.96
			inner M+B	-44.77	-49.89	-37.00	75.95	28.67	-123.33	-37.00	151.99
			outer M+B	-36.35	-38.63	-30.96	8.93	-28.49	-46.49	-30.96	18.00
			inner M+B+P	-40.74	-49.14	-35.35	118.10	73.23	-163.11	-35.35	236.35
			outer M+B+P	-36.66	-39.17	-31.39	23.26	-14.62	-61.21	-31.39	46.59
LINE3	LINE3上方から LINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-24.22	-24.21	-24.80	-8.24	-15.98	-32.45	-24.80	16.47
			inner M+B	-42.08	-39.68	-37.91	-21.70	-19.15	-62.62	-37.91	43.47
			outer M+B	-6.36	-8.74	-11.69	5.23	-2.18	-12.91	-11.69	10.73
			inner M+B+P	-84.38	-134.70	-74.82	-59.35	-45.08	-174.00	-74.82	128.93
			outer M+B+P	-15.22	-10.34	-16.69	-.02	-10.34	-15.22	-16.69	6.35
	LINE3下方から LINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-23.09	-22.20	-23.67	-5.90	-16.72	-28.56	-23.67	11.84
			inner M+B	-37.74	-32.01	-33.57	-12.91	-21.65	-48.10	-33.57	26.45
			outer M+B	-8.43	-12.40	-13.76	1.10	-8.15	-12.68	-13.76	5.62
			inner M+B+P	-53.93	-63.65	-44.37	-12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
			outer M+B+P	-15.21	-10.31	-16.67	-.02	-10.31	-15.21	-16.67	6.36
LINE4	LINE4右方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-25.25	-19.24	-24.97	8.94	-12.82	-31.68	-24.97	18.86
			inner M+B	-42.91	-30.91	-30.53	16.63	-19.24	-54.59	-30.53	35.35
			outer M+B	-7.59	-7.57	-19.41	1.25	-6.33	-8.83	-19.41	13.08
			inner M+B+P	-63.65	-53.93	-44.37	12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
			outer M+B+P	-15.15	-9.47	-23.51	.07	-9.47	-15.15	-23.51	14.04
	LINE4左方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-26.44	-22.02	-26.16	11.35	-12.67	-35.79	-26.16	23.13
			inner M+B	-47.44	-41.47	-35.05	25.80	-18.48	-70.43	-35.05	51.95
			outer M+B	-5.44	-2.56	-17.27	-3.10	-.58	-7.42	-17.27	16.69
			inner M+B+P	-97.06	-131.90	-77.78	65.86	-46.36	-182.60	-77.78	136.25
			outer M+B+P	-15.18	-9.53	-23.54	.06	-9.53	-15.18	-23.54	14.01

CLASSIFICATION ; M : MEMBRANE
M+B : MEMBRANE+BENDING
M+B+P : MEMBRANE+BENDING+PEAK

SPP ; NORMAL STRESS PARALLEL TO SECTION

SNR ; NORMAL STRESS NORMAL TO SECTION

STT ; NORMAL STRESS IN CIRCUMFERENTIAL DIRECTION

SNP ; SHEAR STRESS ON SECTION

S1, S2, S3 ; PRINCIPAL STRESSES

SMAX; STRESS INTENSITY ($|S1-S2|$, $|S2-S3|$, $|S3-S1|$)max

(注) 有限要素法解析における評価ライン上の応力値は解析メッシュの積分点の応力値から内外挿される。

評価ラインの両側から内挿する場合、構造不連続部などでは非安全側の応力値となることがあるため、本検討では評価ラインの片側から外挿することにより評価ライン上の応力値を求めた。

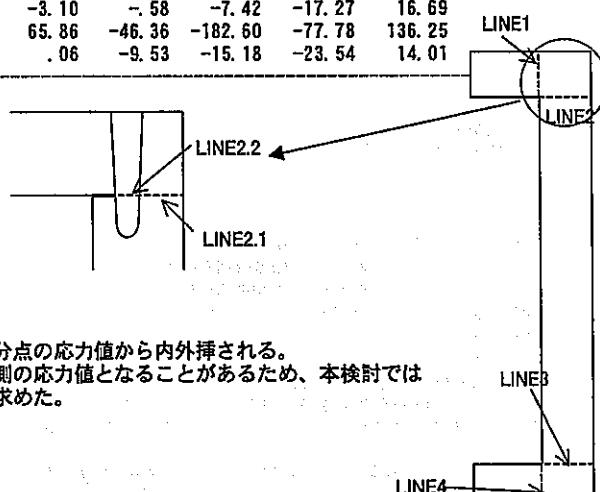


表6.1.5-3 ケース4評価断面における発生応力 [M.A.G., 弹性解析, 外圧15.3MPa]
(unit : MPa)

SECTION	CLASSIFICATION	SPP	SNN	STT	SNP	S1	S2	S3	SMAX		
LINE1	LINE1左方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-26.07	-20.81	-25.73	-11.47	-11.68	-35.20	-25.73	23.53
			inner M+B	-43.83	-36.27	-31.33	-24.48	-15.27	-64.82	-31.33	49.55
			outer M+B	-8.31	-5.35	-20.14	1.55	-4.68	-8.98	-20.14	15.45
			inner M+B+P	-114.32	-116.58	-74.44	-50.50	-64.94	-165.96	-74.44	101.03
			outer M+B+P	-15.16	-10.78	-25.00	.21	-10.77	-15.17	-25.00	14.23
	LINE1右方から LINE1上の応力 値を外挿	母材	M	-26.03	-20.71	-25.69	-11.26	-11.80	-34.94	-25.69	23.14
			inner M+B	-43.66	-35.90	-31.17	-23.68	-15.78	-63.77	-31.17	47.99
			outer M+B	-8.39	-5.53	-20.22	1.16	-5.12	-8.80	-20.22	15.10
			inner M+B+P	-132.08	-159.92	-92.78	10.73	-128.42	-163.58	-92.78	70.80
			outer M+B+P	-15.18	-10.83	-25.02	.24	-10.82	-15.19	-25.02	14.20
LINE2. 1	LINE2. 1上方か らLINE2. 1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.05	-20.73	-22.35	7.07	-13.31	-27.47	-22.35	14.16
			inner M+B	-27.72	-27.84	-29.14	17.16	-10.62	-44.94	-29.14	34.32
			outer M+B	-12.38	-13.63	-15.55	-3.02	-9.92	-16.08	-15.55	6.17
			inner M+B+P	-29.95	-39.00	-31.13	51.23	16.95	-85.90	-31.13	102.86
			outer M+B+P	-15.20	-10.12	-16.70	.03	-10.12	-15.20	-16.70	6.58
	LINE2. 1下方か らLINE2. 1上の 応力値を外挿	母材	M	-20.07	-20.74	-22.36	7.08	-13.31	-27.50	-22.36	14.18
			inner M+B	-27.77	-27.83	-29.16	17.18	-10.62	-44.99	-29.16	34.37
			outer M+B	-12.37	-13.65	-15.55	-3.02	-9.92	-16.09	-15.55	6.17
			inner M+B+P	-30.75	-33.66	-29.77	48.32	16.14	-80.55	-29.77	96.68
LINE2. 2	LINE2. 2上方か らLINE2. 2上の 応力値を外挿	溶接 金属	M	-64.57	-27.18	-35.74	72.13	28.63	-120.39	-35.74	149.02
			inner M+B	-132.38	-32.96	-57.83	87.63	18.07	-183.41	-57.83	201.49
			outer M+B	3.24	-21.41	-13.65	56.63	48.87	-67.04	-13.65	115.91
			inner M+B+P	-173.40	-51.73	-75.73	87.23	-6.22	-218.91	-75.73	212.70
			outer M+B+P	-38.34	-40.20	-31.80	56.23	16.97	-95.51	-31.80	112.48
	LINE2. 2下方か らLINE2. 2上の 応力値を外挿	溶接 金属	M	-11.35	-58.65	-31.41	82.19	50.53	-120.53	-31.41	171.06
			inner M+B	59.47	-60.72	-10.79	117.39	131.26	-132.50	-10.79	263.76
			outer M+B	-82.17	-56.59	-52.04	47.00	-20.67	-118.08	-52.04	97.41
			inner M+B+P	110.20	-38.40	11.18	118.70	175.94	-104.14	11.18	280.07
LINE3	LINE3上方から LINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-24.22	-24.21	-24.80	-8.24	-15.98	-32.45	-24.80	16.47
			inner M+B	-42.08	-39.68	-37.91	-21.70	-19.15	-62.62	-37.91	43.47
			outer M+B	-6.36	-8.74	-11.69	5.23	-2.18	-12.91	-11.69	10.73
			inner M+B+P	-84.38	-134.70	-74.82	-59.35	-45.08	-174.00	-74.82	128.93
			outer M+B+P	-15.22	-10.34	-16.69	-.02	-10.34	-15.22	-16.69	6.35
	LINE3下方から LINE3上の応力 値を外挿	母材	M	-23.09	-22.20	-23.67	-5.90	-16.72	-28.56	-23.67	11.84
			inner M+B	-37.74	-32.01	-33.57	-12.91	-21.65	-48.10	-33.57	26.45
			outer M+B	-8.43	-12.40	-13.76	1.10	-8.15	-12.68	-13.76	5.62
			inner M+B+P	-53.93	-63.65	-44.37	-12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
LINE4	LINE4右方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-25.25	-19.24	-24.97	8.94	-12.82	-31.68	-24.97	18.86
			inner M+B	-42.91	-30.91	-30.53	15.63	-19.24	-54.59	-30.53	35.35
			outer M+B	-7.59	-7.57	-19.41	1.25	-6.33	-8.83	-19.41	13.08
			inner M+B+P	-63.65	-53.93	-44.37	12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
	LINE4左方から LINE4上の応力 値を外挿	母材	M	-26.44	-22.02	-26.16	11.35	-12.67	-35.79	-26.16	23.13
			inner M+B	-47.44	-41.47	-35.05	25.80	-18.48	-70.43	-35.05	51.95
			outer M+B	-5.44	-2.56	-17.27	-3.10	-.58	-7.42	-17.27	16.69
			inner M+B+P	-97.06	-131.90	-77.78	65.86	-46.36	-182.60	-77.78	136.25

CLASSIFICATION : M : MEMBRANE
M+B : MEMBRANE+BENDING
M+B+P : MEMBRANE+BENDING+PEAK
SPP : NORMAL STRESS PARALLEL TO SECTION
SNN : NORMAL STRESS NORMAL TO SECTION
STT : NORMAL STRESS IN CIRCUMFERENTIAL DIRECTION
SNP : SHEAR STRESS ON SECTION
S1, S2, S3 : PRINCIPAL STRESSES
SMAX : STRESS INTENSITY ($|S1-S2|, |S2-S3|, |S3-S1|$)max

(注) 有限要素法解析における評価ライン上の応力値は解析メッシュの積分点の応力値から内外挿される。
評価ラインの両側から内挿する場合、構造不連続部などでは非安全側の応力値となることがあるため、本検討では評価ラインの片側から外挿することにより評価ライン上の応力値を求めた。

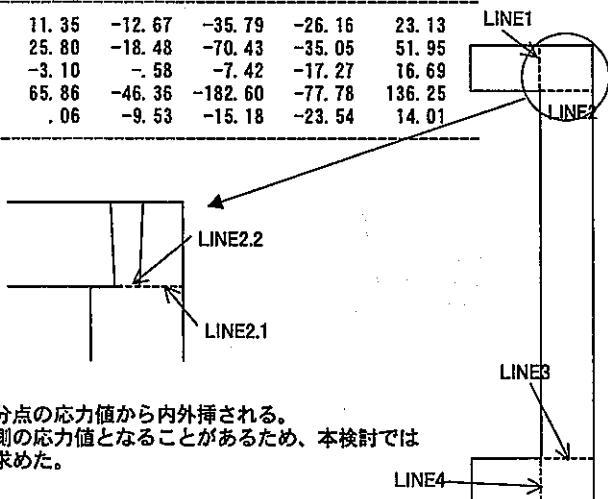


表6.1.5-4 ケース6評価断面における発生応力【TIG, 弹性解析, 外圧15.3MPa】
(unit : MPa)

CLASSIFICATION			SPP	SNN	STT	SNP	S1	S2	S3	SMAX
LINE1	母材	M	-25.86	-20.80	-25.66	-11.48	-11.57	-35.08	-25.66	23.50
		inner M+B	-43.29	-36.32	-31.24	-24.43	-15.12	-64.49	-31.24	49.36
		outer M+B	-8.42	-5.28	-20.09	1.48	-4.69	-9.01	-20.09	15.40
		inner M+B+P	-106.77	-112.03	-70.91	-53.21	-56.12	-162.68	-70.91	106.55
		outer M+B+P	-15.15	-10.58	-24.88	.17	-10.57	-15.16	-24.88	14.31
LINE1	母材	M	-25.81	-20.69	-25.62	-11.29	-11.68	-34.82	-25.62	23.14
		inner M+B	-43.12	-35.92	-31.07	-23.69	-15.56	-63.48	-31.07	47.92
		outer M+B	-8.50	-5.46	-20.17	1.11	-5.10	-8.87	-20.17	15.07
		inner M+B+P	-125.11	-156.49	-89.76	1.21	-125.06	-156.54	-89.76	66.78
		outer M+B+P	-15.16	-10.61	-24.90	.18	-10.60	-15.17	-24.90	14.30
LINE2.1	母材	M	-20.09	-20.69	-22.32	7.05	-13.33	-27.45	-22.32	14.11
		inner M+B	-27.85	-27.72	-29.10	17.11	-10.68	-44.89	-29.10	34.21
		outer M+B	-12.33	-13.66	-15.54	-3.00	-9.92	-16.07	-15.54	6.15
		inner M+B+P	-31.88	-38.37	-31.47	48.72	13.70	-83.95	-31.47	97.66
		outer M+B+P	-15.20	-10.13	-16.69	.03	-10.13	-15.20	-16.69	6.56
LINE2.1	母材	M	-20.13	-20.74	-22.35	7.11	-13.32	-27.55	-22.35	14.23
		inner M+B	-27.97	-27.86	-29.20	17.29	-10.62	-45.21	-29.20	34.59
		outer M+B	-12.29	-13.62	-15.51	-3.08	-9.80	-16.10	-15.51	6.30
		inner M+B+P	-31.88	-34.16	-30.20	50.27	17.26	-83.30	-30.20	100.57
		outer M+B+P	-15.22	-10.18	-16.71	.02	-10.18	-15.22	-16.71	6.53
LINE2.2	溶接金属	M	-65.47	-25.84	-35.94	75.99	32.87	-124.18	-35.94	157.05
		inner M+B	-134.20	-30.17	-57.87	98.90	29.56	-193.93	-57.87	223.49
		outer M+B	3.27	-21.51	-14.01	53.07	45.38	-63.62	-14.01	108.99
		inner M+B+P	-177.90	-48.44	-76.43	100.40	6.29	-232.63	-76.43	238.92
		outer M+B+P	-41.03	-39.81	-32.82	54.59	14.17	-95.01	-32.82	109.19
LINE2.2	溶接金属	M	-8.81	-59.45	-30.85	81.19	50.92	-119.18	-30.85	170.10
		inner M+B	62.51	-63.26	-10.61	113.11	129.04	-129.79	-10.61	258.83
		outer M+B	-80.12	-55.65	-51.08	49.27	-17.12	-118.65	-51.08	101.53
		inner M+B+P	110.10	-42.37	9.99	114.10	171.09	-103.36	9.99	274.45
		outer M+B+P	-31.88	-34.16	-30.20	50.27	17.26	-83.30	-30.20	100.57
LINE3	母材	M	-24.22	-24.21	-24.80	-8.24	-15.98	-32.45	-24.80	16.47
		inner M+B	-42.08	-39.68	-37.91	-21.70	-19.15	-62.62	-37.91	43.47
		outer M+B	-6.36	-8.74	-11.69	5.23	-2.18	-12.91	-11.69	10.73
		inner M+B+P	-84.38	-134.70	-74.82	-59.35	-45.08	-174.00	-74.82	128.93
		outer M+B+P	-15.22	-10.34	-16.69	.02	-10.34	-15.22	-16.69	6.35
LINE3	母材	M	-23.09	-22.20	-23.67	-5.90	-16.72	-28.56	-23.67	11.84
		inner M+B	-37.74	-32.01	-33.57	-12.91	-21.65	-48.10	-33.57	26.45
		outer M+B	-8.43	-12.40	-13.76	1.10	-8.15	-12.68	-13.76	5.62
		inner M+B+P	-53.93	-63.65	-44.37	-12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
		outer M+B+P	-15.21	-10.31	-16.67	.02	-10.31	-15.21	-16.67	6.36
LINE4	母材	M	-25.25	-19.24	-24.97	8.94	-12.82	-31.68	-24.97	18.86
		inner M+B	-42.91	-30.91	-30.53	16.63	-19.24	-54.59	-30.53	35.35
		outer M+B	-7.59	-7.57	-19.41	1.25	-6.33	-8.83	-19.41	13.08
		inner M+B+P	-63.65	-53.93	-44.37	12.47	-45.41	-72.17	-44.37	27.80
		outer M+B+P	-15.15	-9.47	-23.51	.07	-9.47	-15.15	-23.51	14.04
LINE4	母材	M	-26.44	-22.02	-26.16	11.35	-12.67	-35.79	-26.16	23.13
		inner M+B	-47.44	-41.47	-35.05	25.80	-18.48	-70.43	-35.05	51.95
		outer M+B	-5.44	-2.56	-17.27	-3.10	-.58	-7.42	-17.27	16.69
		inner M+B+P	-97.06	-131.90	-77.78	65.86	-46.36	-182.60	-77.78	136.25
		outer M+B+P	-15.18	-9.53	-23.54	.06	-9.53	-15.18	-23.54	14.01

CLASSIFICATION : M : MEMBRANE
M+B : MEMBRANE+BENDING
M+B+P : MEMBRANE+BENDING+PEAK
SPP ; NORMAL STRESS PARALLEL TO SECTION
SNN ; NORMAL STRESS NORMAL TO SECTION
STT ; NORMAL STRESS IN CIRCUMFERENTIAL DIRECTION
SNP ; SHEAR STRESS ON SECTION
S1, S2, S3 ; PRINCIPAL STRESSES
SMAX; STRESS INTENSITY ($|S_1 - S_2|, |S_2 - S_3|, |S_3 - S_1|$)max

(注) 有限要素法解析における評価ライン上の応力値は解析メッシュの積分点の応力値から内外挿される。
評価ラインの両側から内挿する場合、構造不連続部などでは非安全側の応力値となることがあるため、本検討では評価ラインの片側から外挿することにより評価ライン上の応力値を求めた。

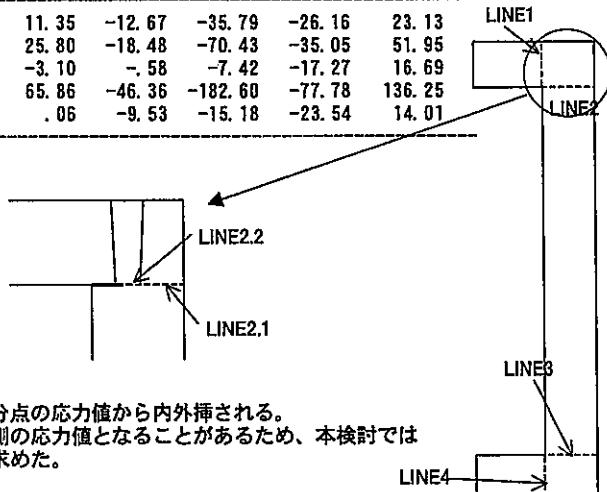


表 6.1.6-1 2次元解析崩壊荷重評価結果一覧表

単位: MPa

解析ケース		評価法①	評価法②	評価法③	min 荷重
ケース 1	断面 1	210	200	280	130
	断面 2	220	300	235	
	断面 5	130	160	230	
	断面 6	190	355	320	
ケース 2	断面 1	210	195	240	130
	断面 2	225	305	240	
	断面 5	130	160	230	
	断面 6	190	355	325	
ケース 3	断面 1	230	210	240	130
	断面 2	230	300	245	
	断面 5	130	160	230	
	断面 6	190	355	325	
ケース 6	断面 1	215	200	260	130
	断面 2	220	310	235	
	断面 5	130	160	230	
	断面 6	190	360	325	
ケース 7	断面 1	230	230	260	130
	断面 2	230	290	230	
	断面 5	130	160	230	
	断面 6	190	360	325	

評価法②では、降伏応力として母材の 0.2%耐力を用いて評価した。

表 6.1.7-1 JIS B 0405 面取り部分を除く長さ寸法に対する許容差

単位：mm

公差等級		基準寸法		
記号	説明	120 を越え 400 以下	400 を越え 1000 以下	1000 を越え 2000 以下
		許容差	許容差	許容差
f	精級	±0.2	±0.3	±0.5
m	中級	±0.5	±0.8	±1.2
c	粗級	±0.8	±2	±3
v	極粗級	±1.5	±4	±6

表 6.1.8-1 3次元解析崩壊荷重評価結果一覧表

単位：MPa

解析ケース	評価法①	評価法②	評価法③	min 荷重
胴中央部断面 楕円長軸頂点	130	140	245	130
蓋中央部	175	240	190	

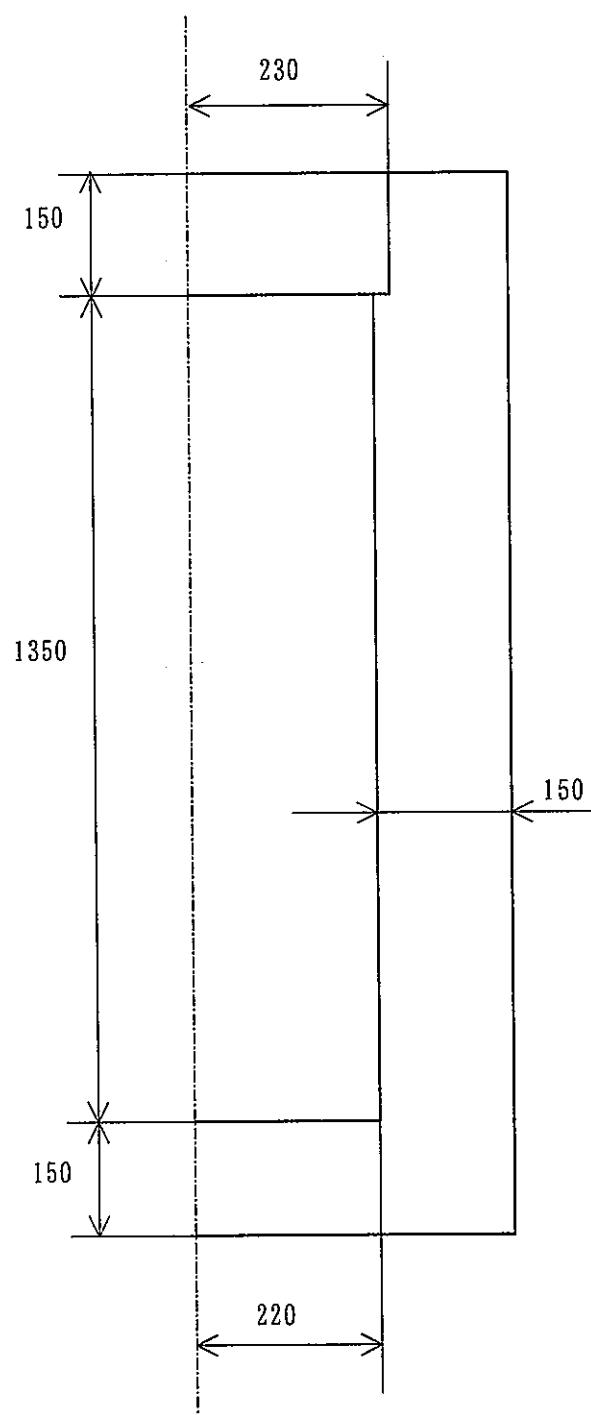


図 6.1.2-1 オーバーパック 2次元軸対称解析モデル全体形状

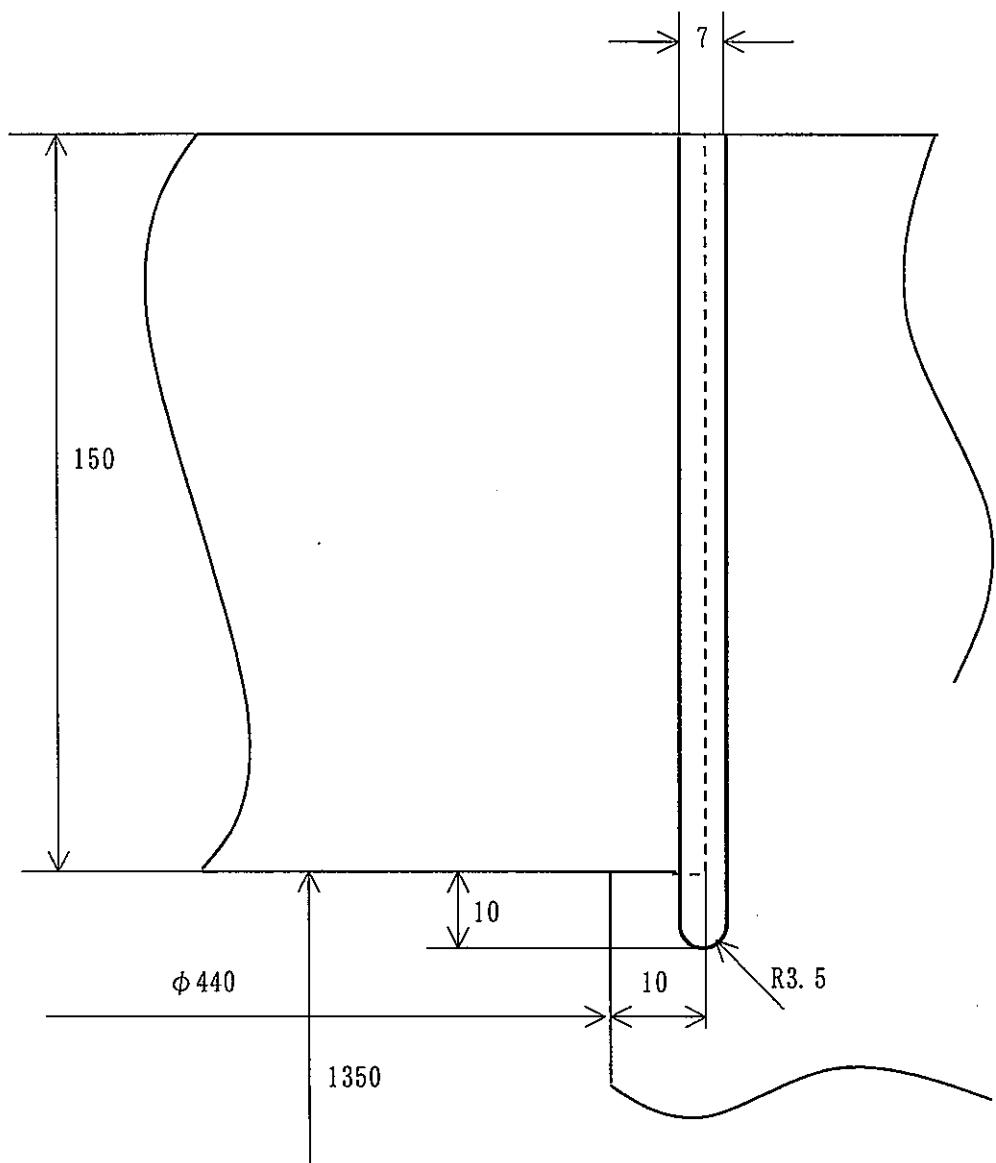


図 6.1.2-2 電子ビーム溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）

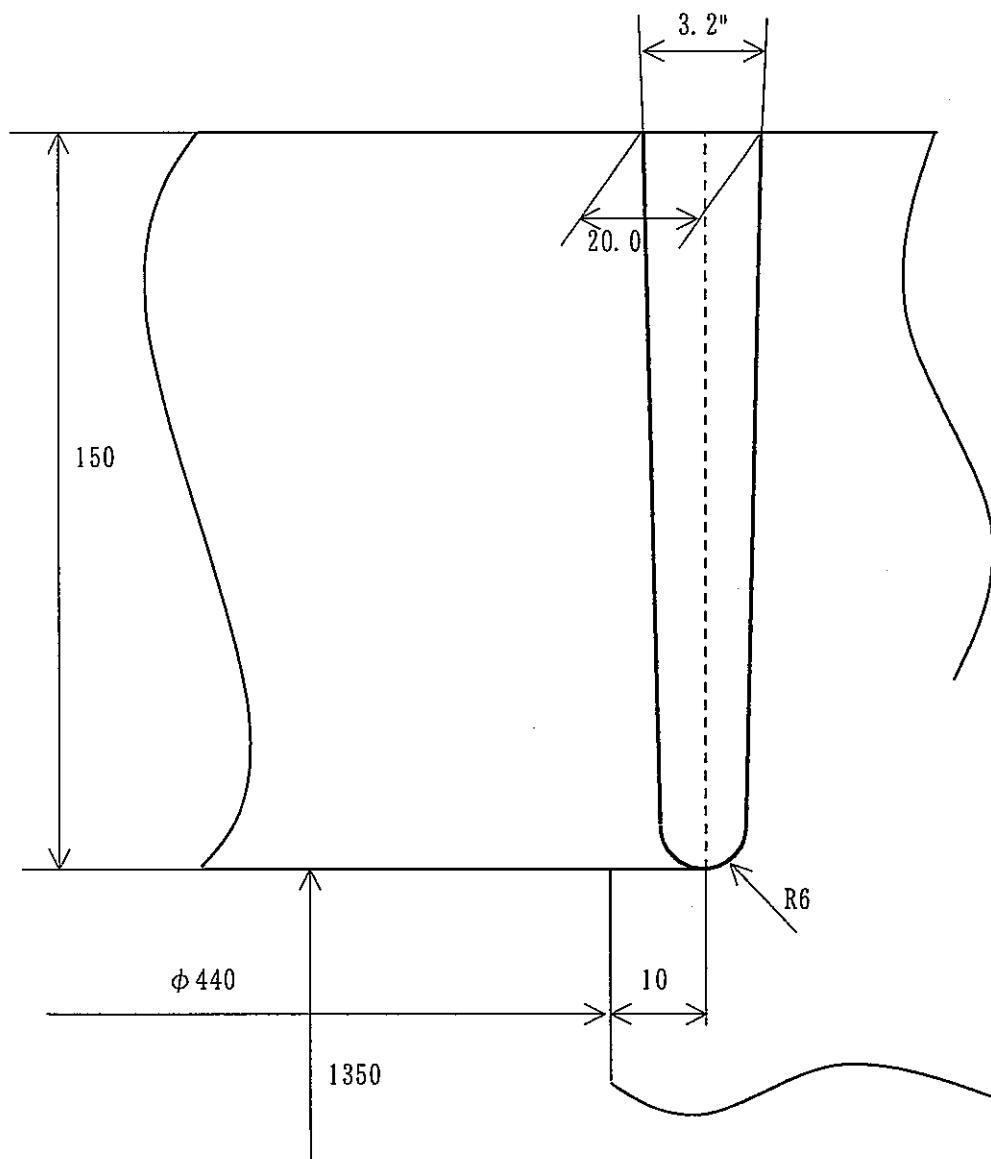


図 6.1.2-3 MAG溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）

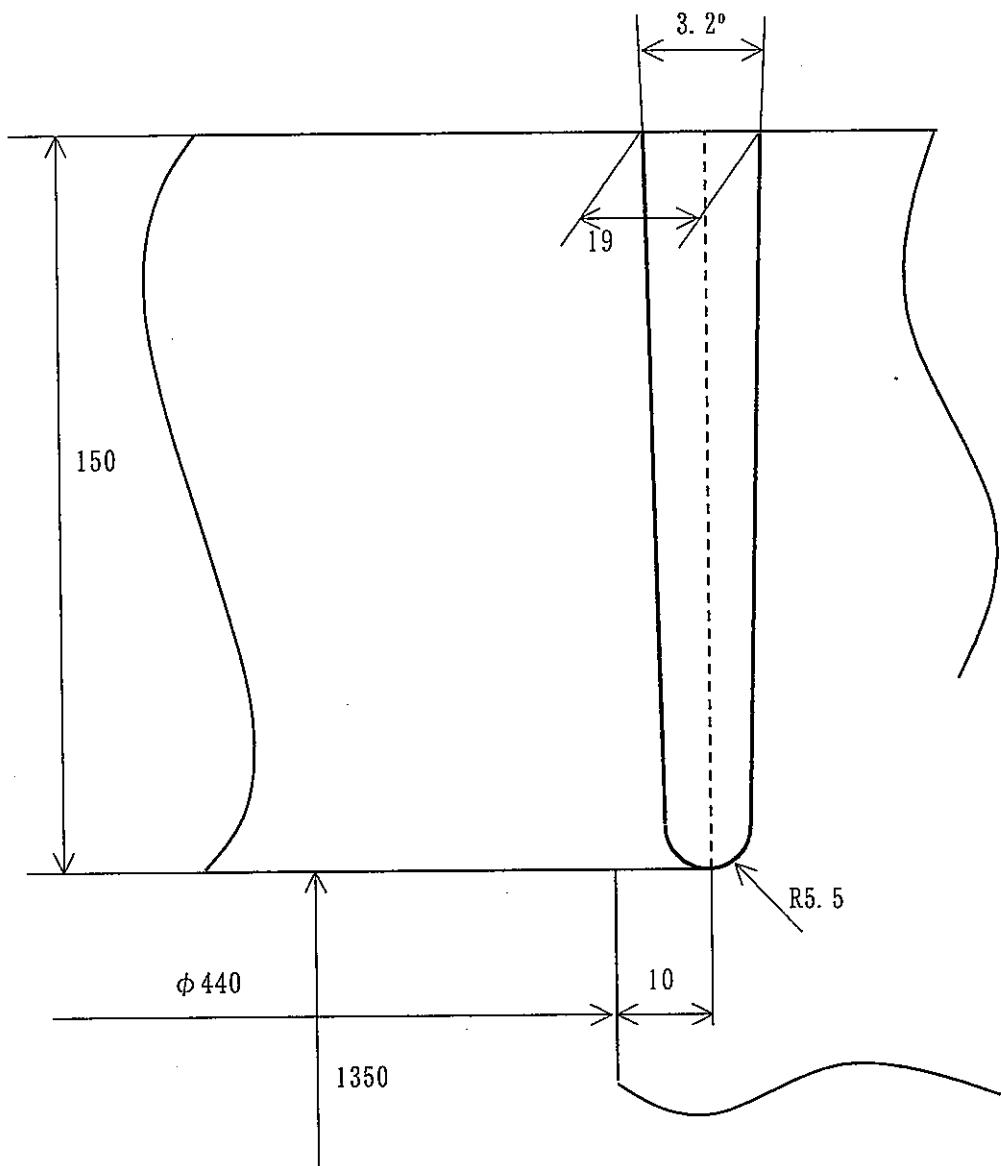


図 6.1.2-4 TIG溶接による溶接金属部形状（熱影響部含む）

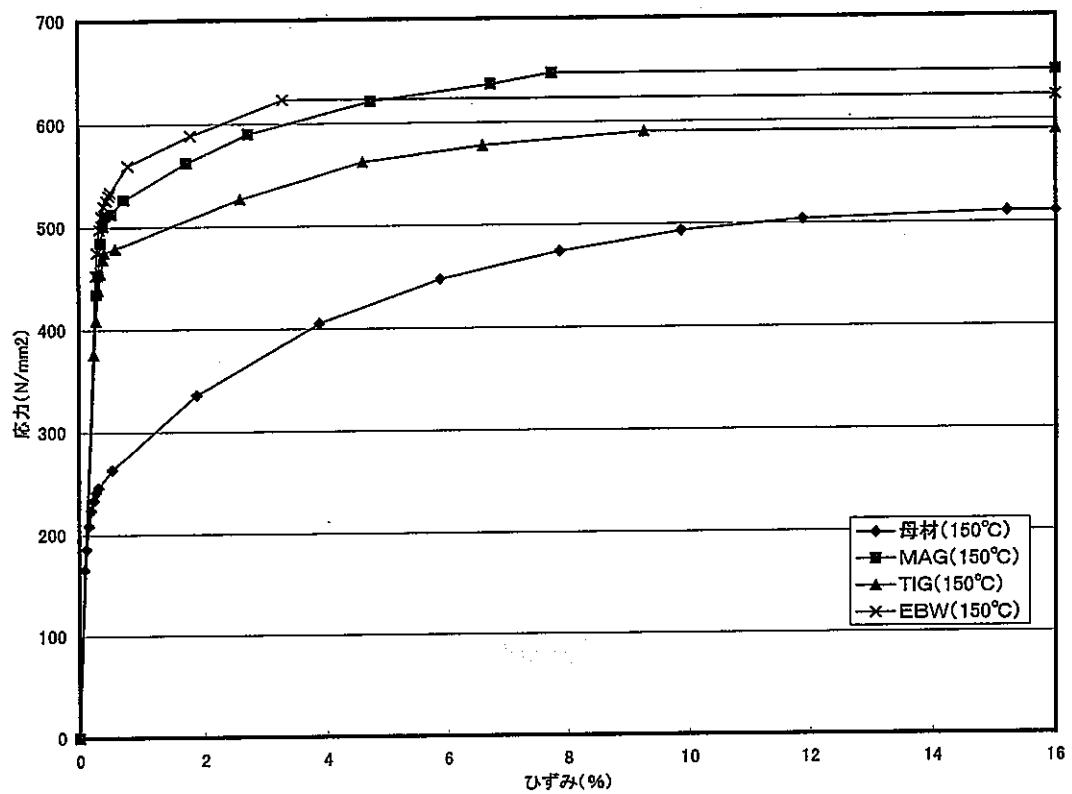


図6.1.2-5(1/2) 解析用応力ーひずみ線図(1/2)

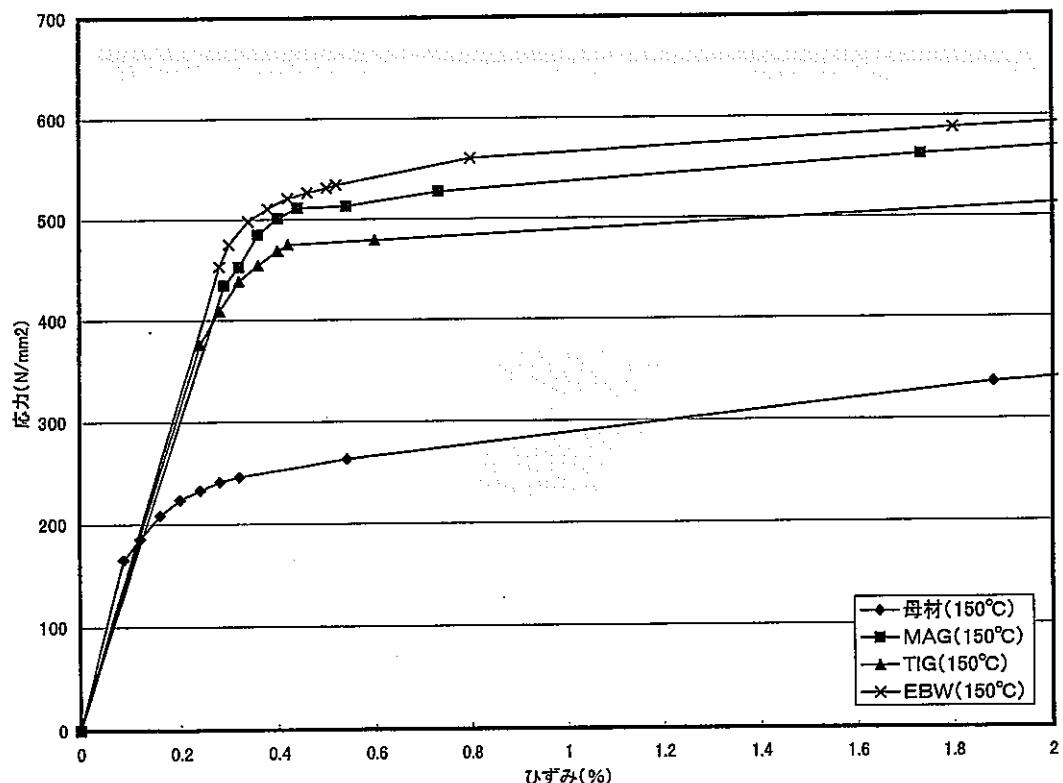


図6.1.2-5(2/2) 解析用応力ーひずみ線図(2/2)

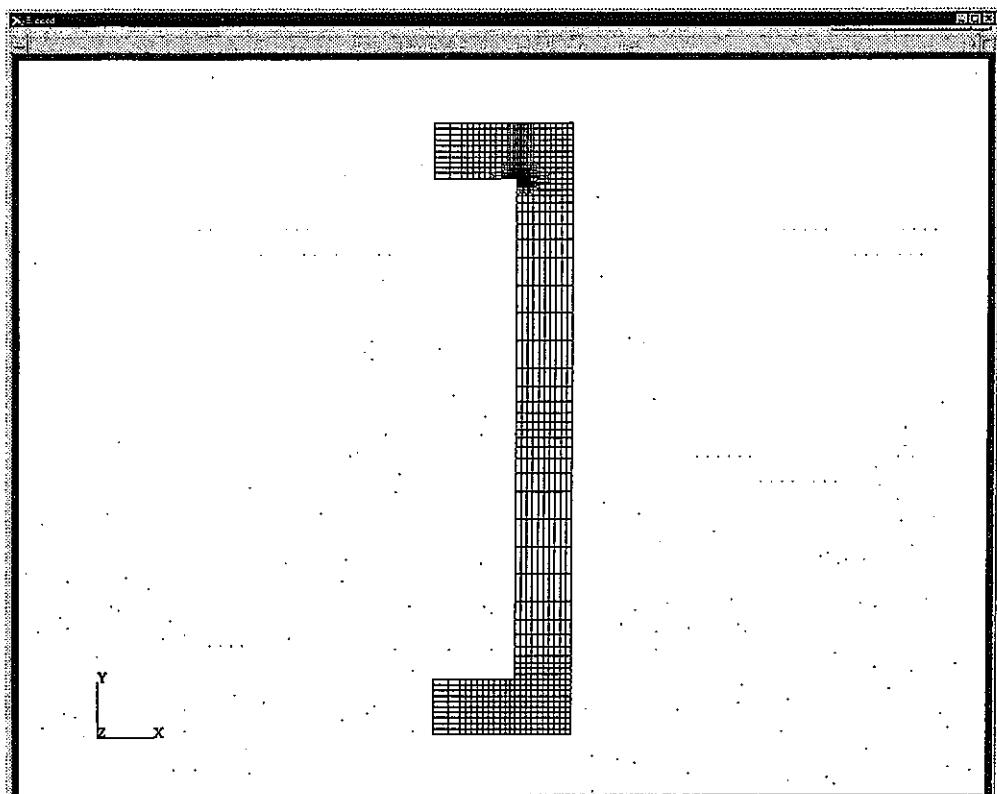


図6.1.2-6(1/2) EBW溶接部含む解析モデル図（全体図）

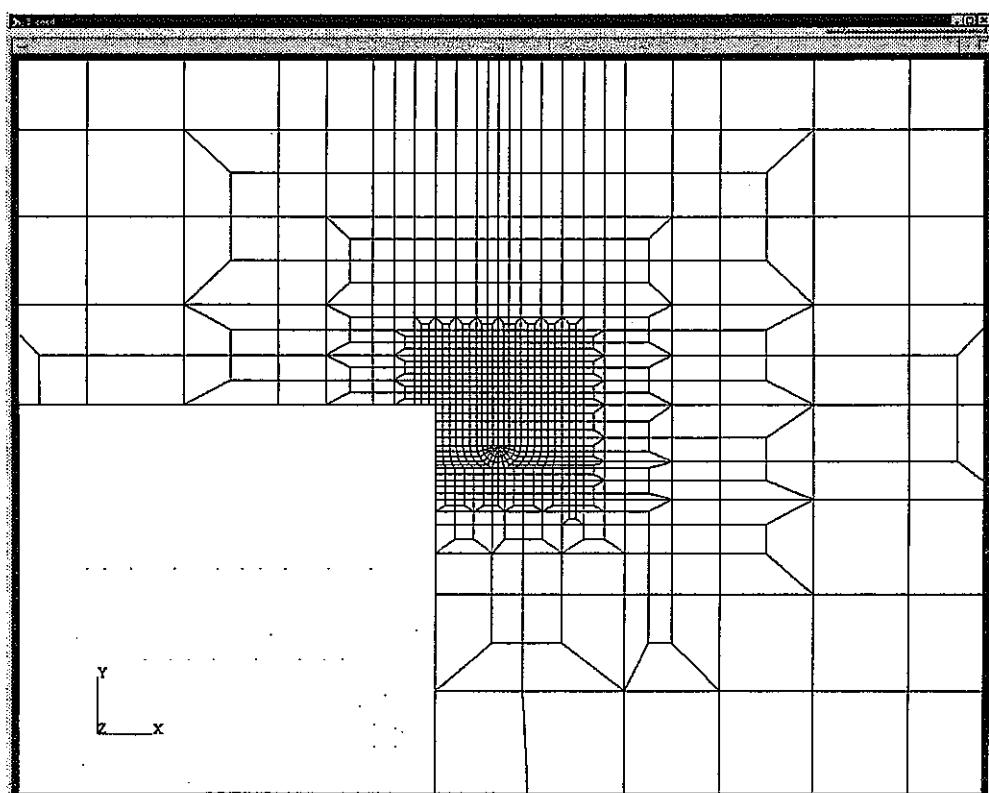


図6.1.2-6(2/2) EBW溶接部含む解析モデル図（拡大図）

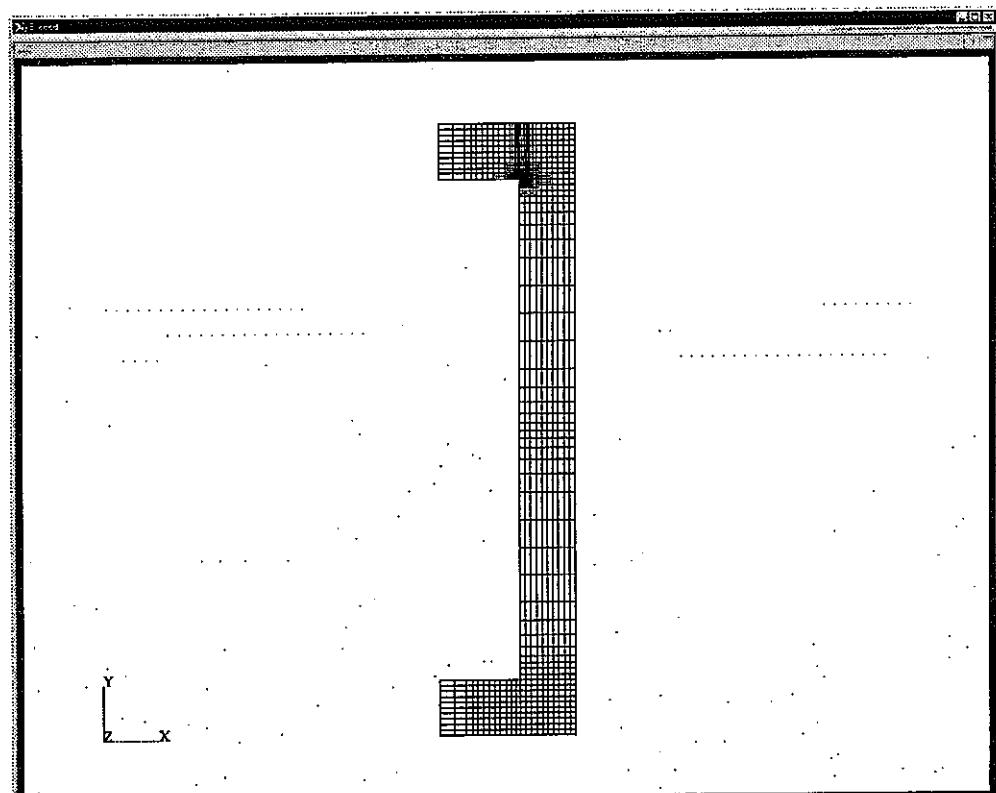


図6.1.2-7(1/2) MAG溶接部含む解析モデル図（全体図）

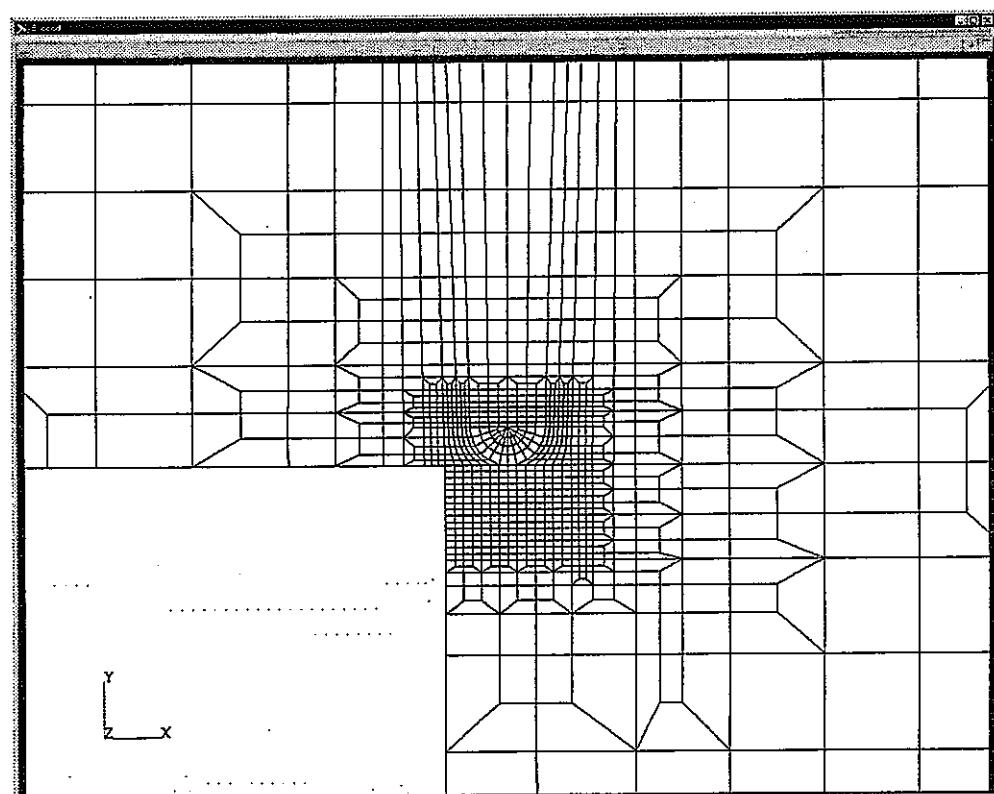


図6.1.2-7(2/2) MAG溶接部含む解析モデル図（拡大図）

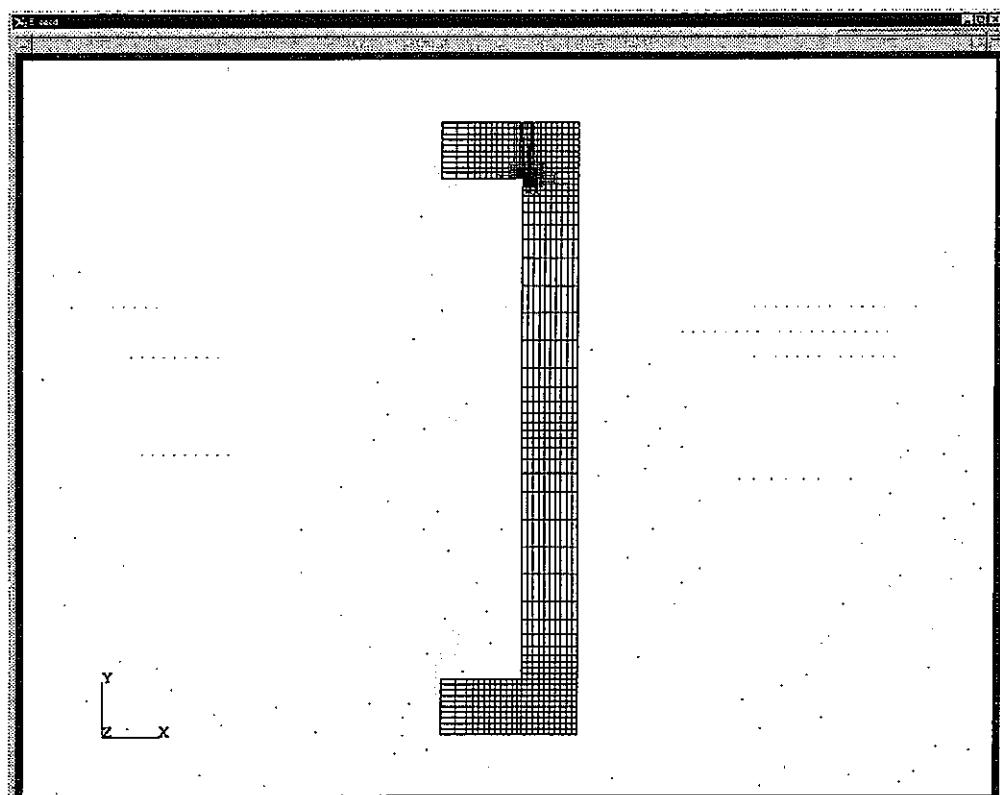


図6.1.2-8(1/2) TIG溶接部含む解析モデル図（全体図）

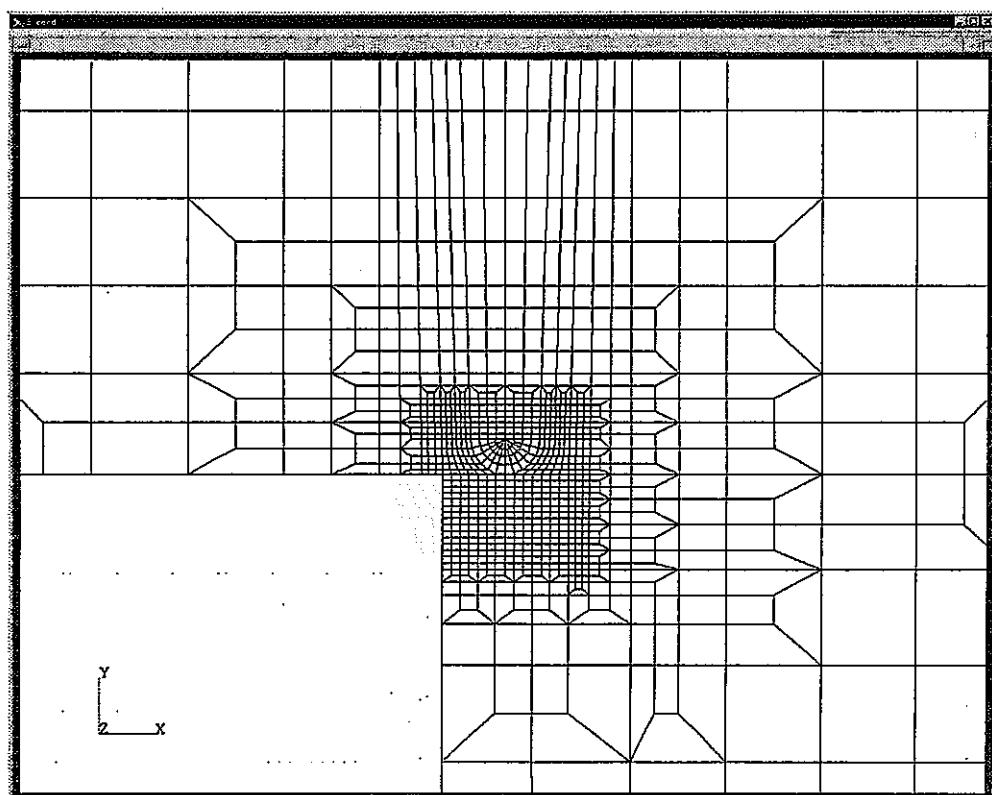


図6.1.2-8(2/2) TIG溶接部含む解析モデル図（拡大図）

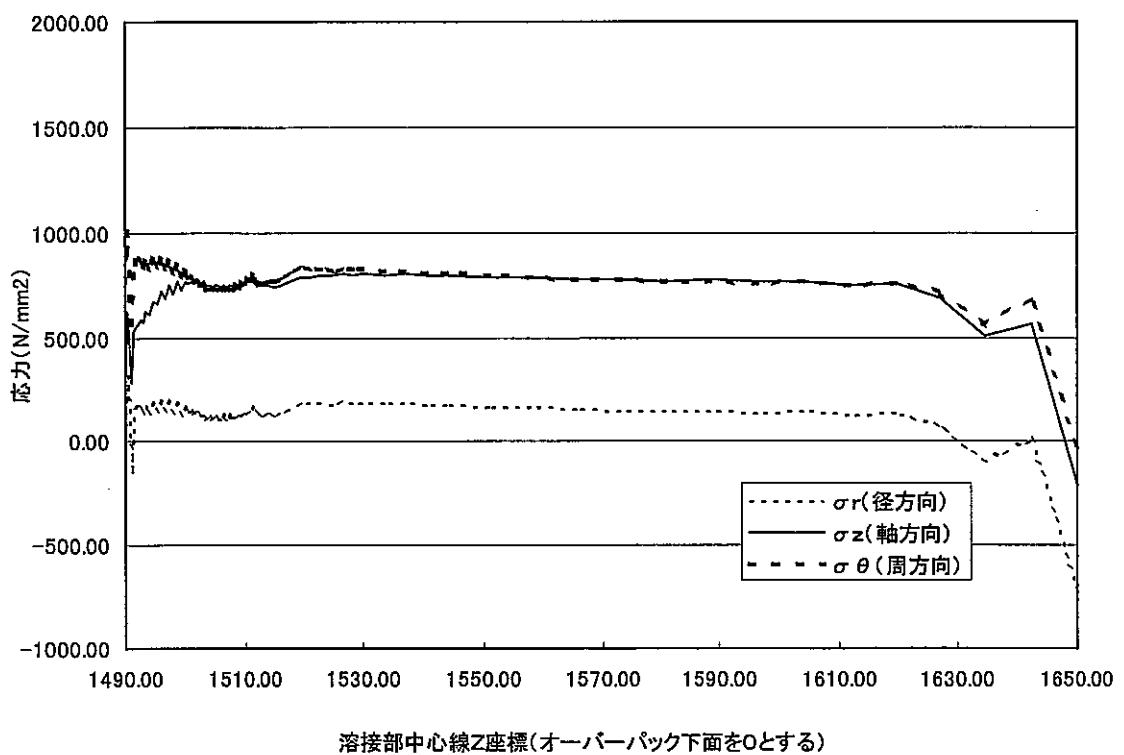


図 6.1.3-1 E BW 溶接部付近残留応力分布

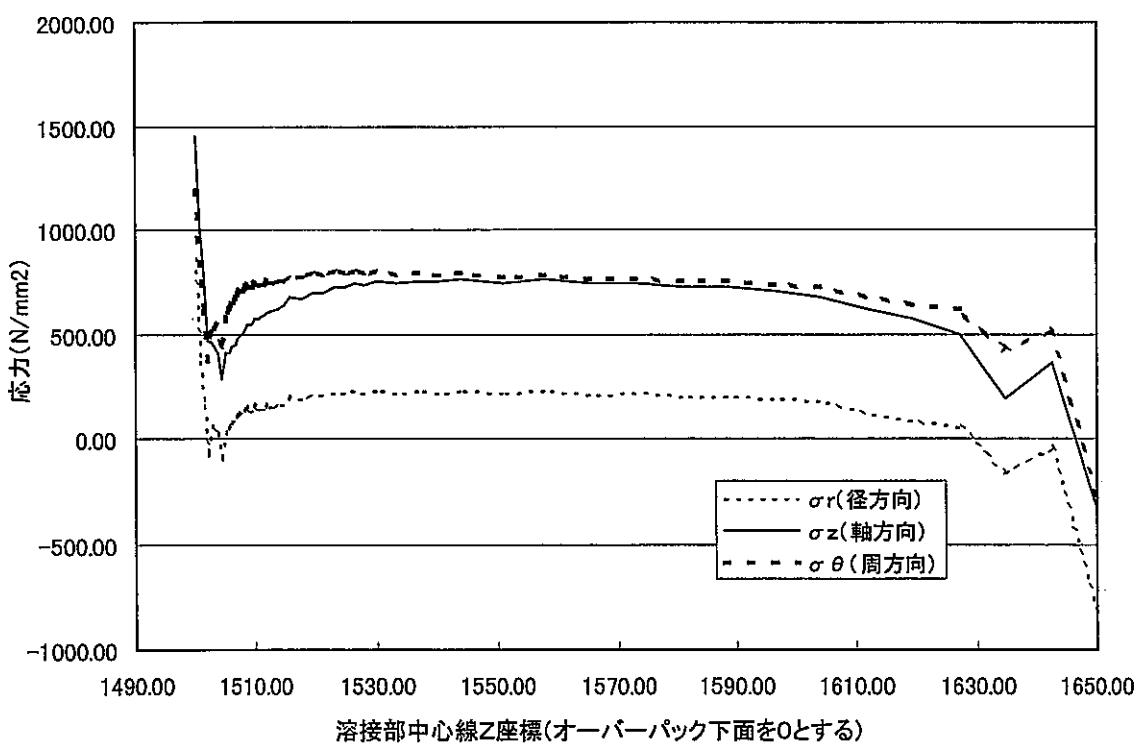


図 6.1.3-2 T I G 溶接部付近残留応力分布

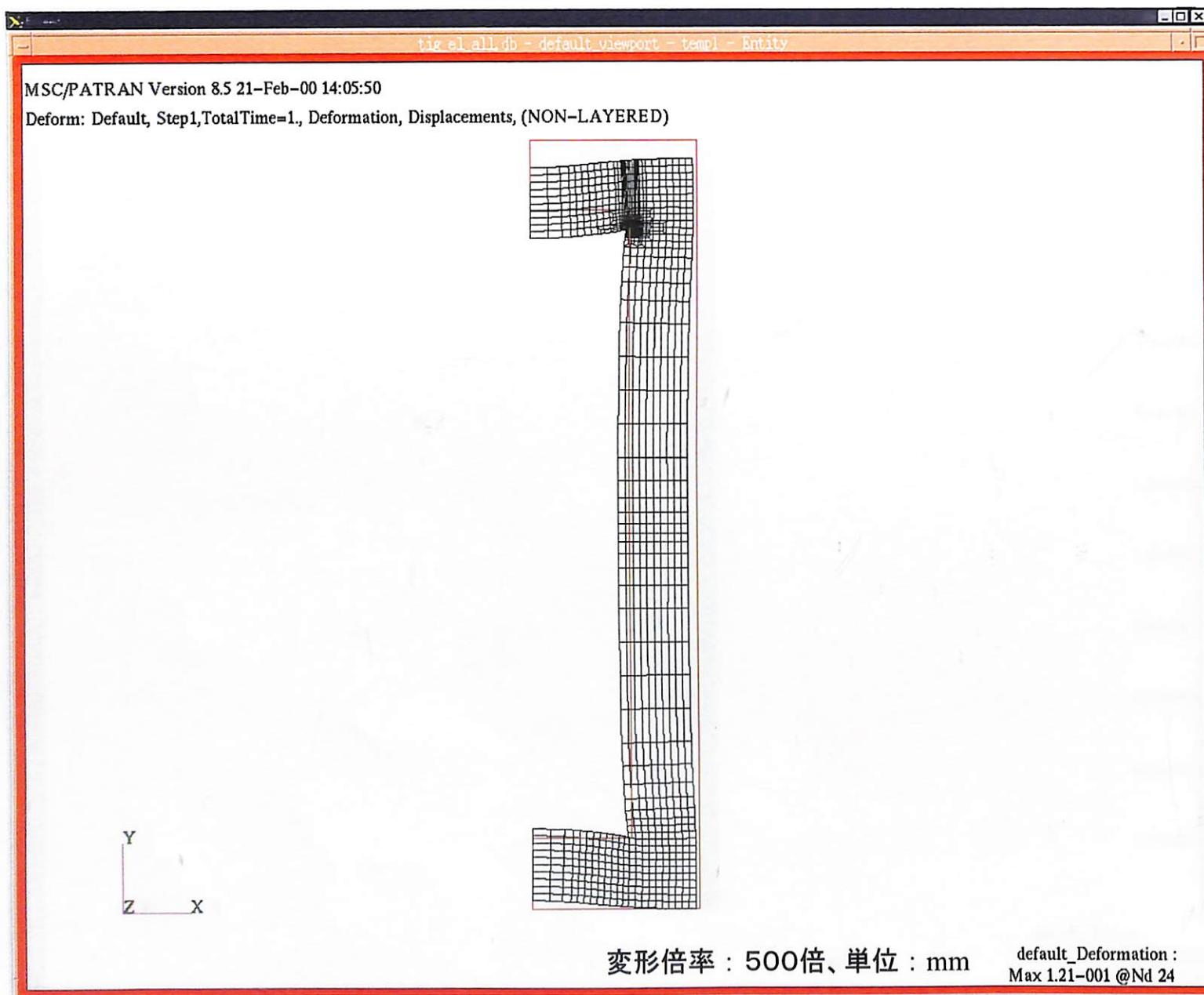


図6.1.5-1 (1/3) ケース1変形状態【母材一様、弾性解析、外圧：15.3MPa】

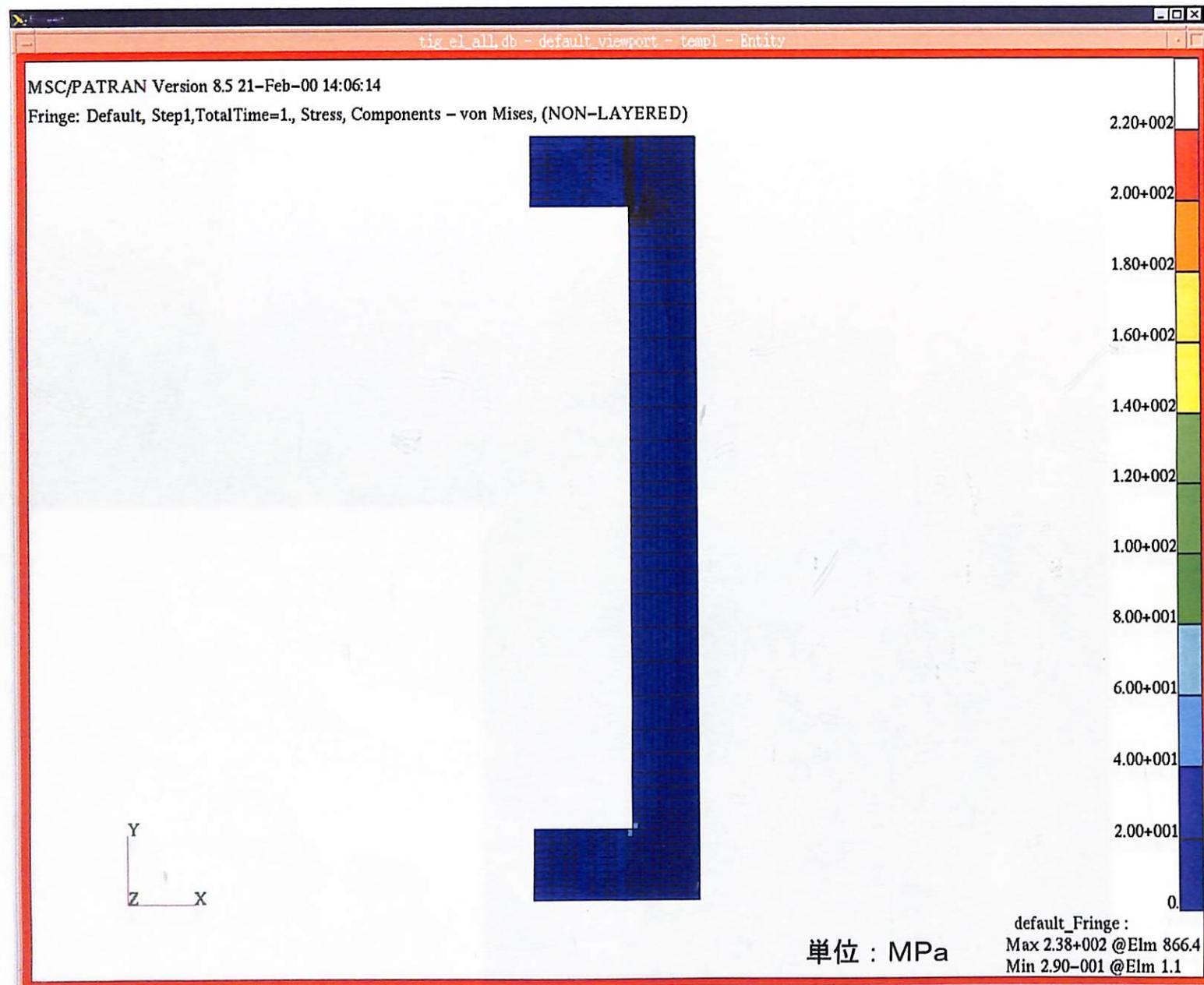


図6.1.5-1 (2/3) ケース1 ミーゼス相当応力分布 (全体図) 【母材一様, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

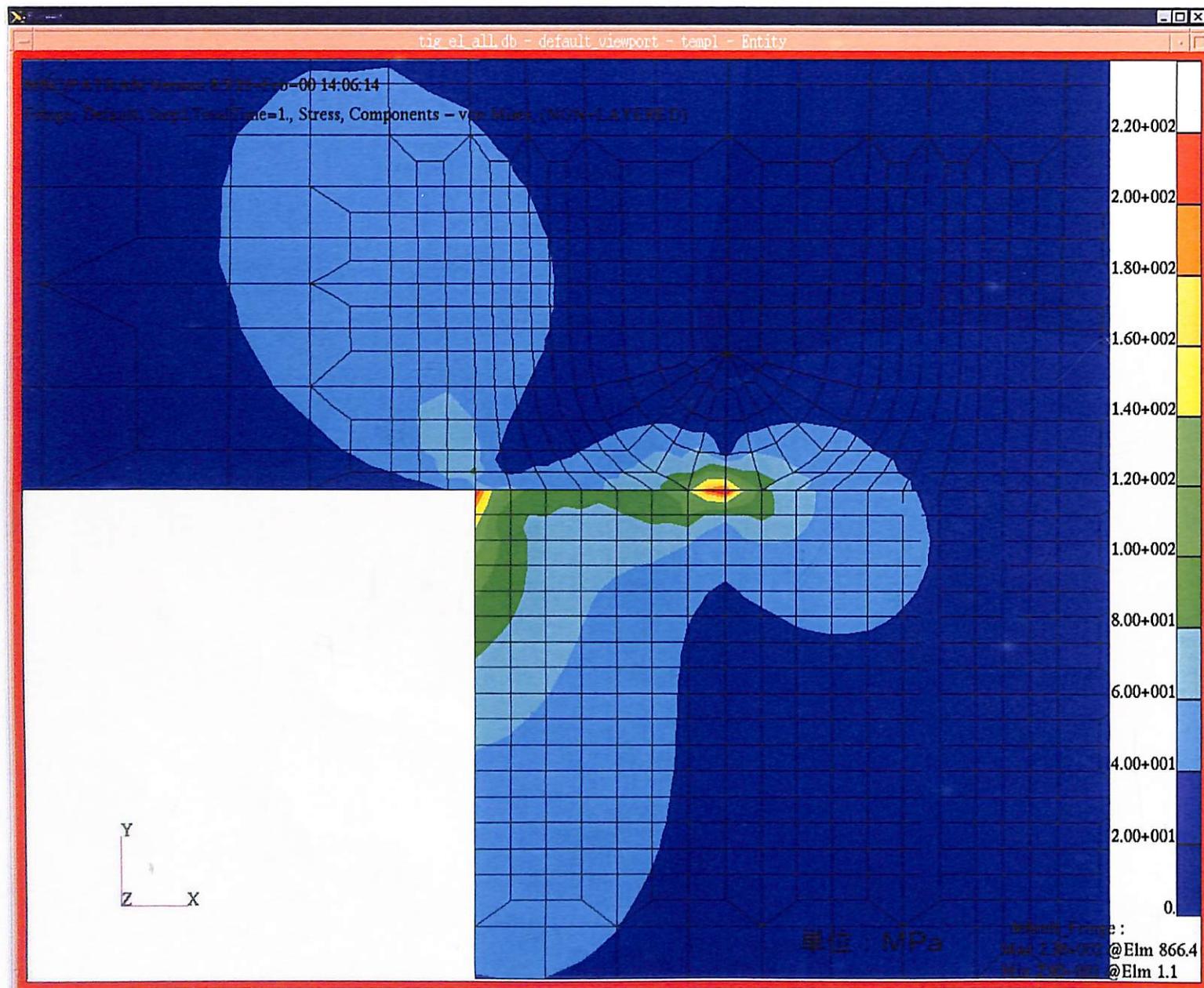


図6.1.5-1 (3/3) ケース1 ミーゼス相当応力分布（拡大図）【母材一様，弾性解析，外圧：15.3MPa】

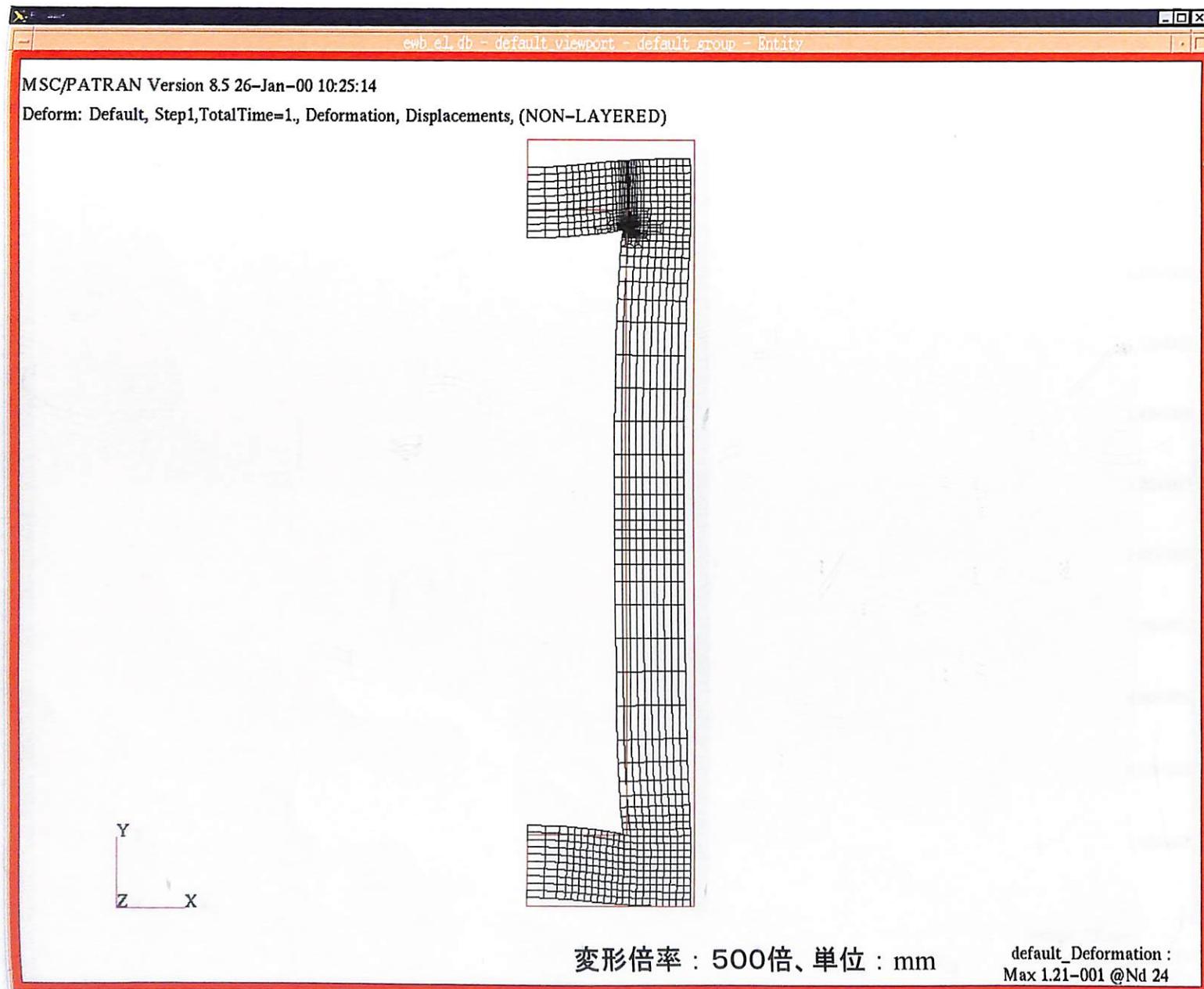


図6.1.5-2 (1/3) ケース2変形状態【EBW, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

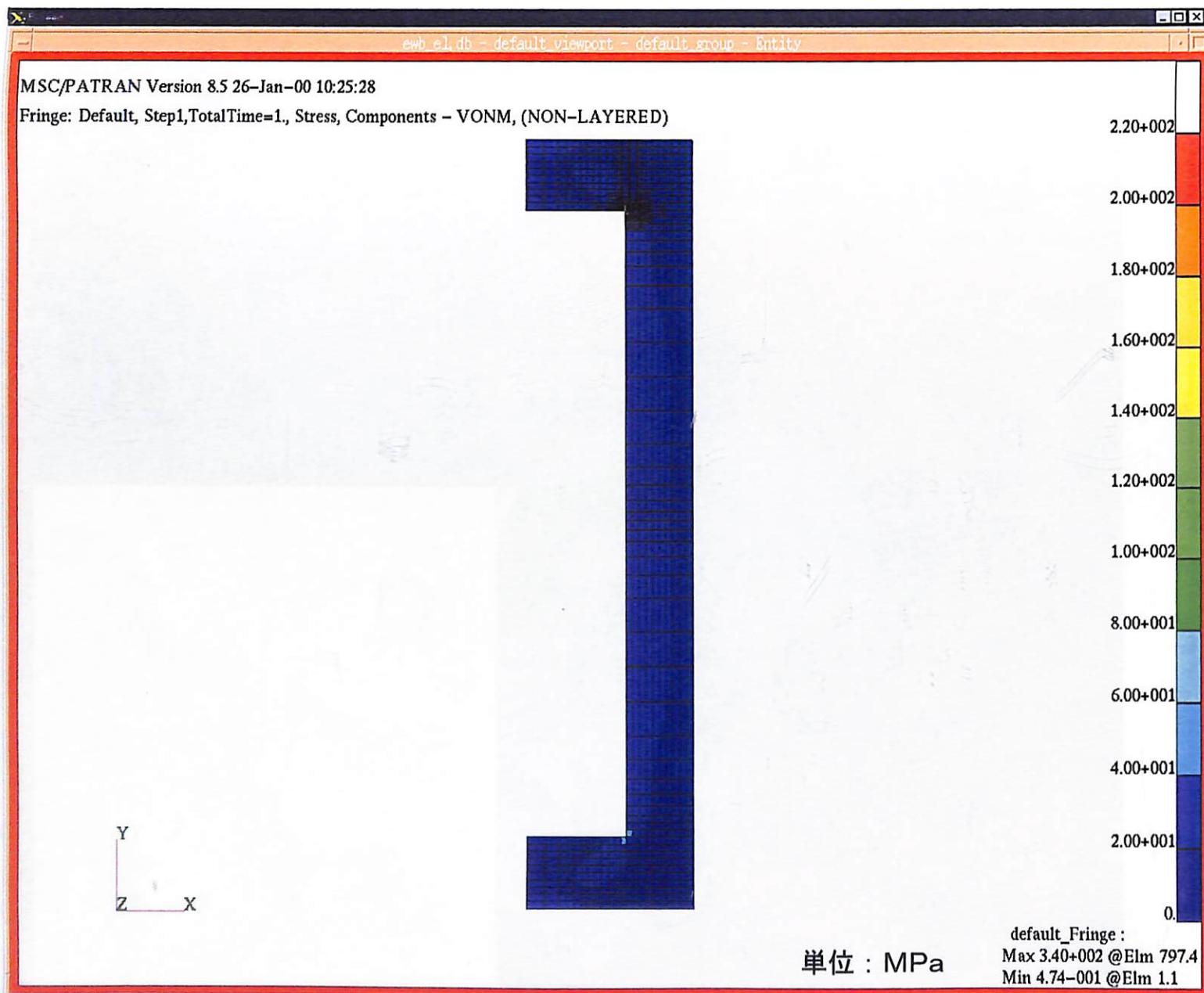


図6.1.5-2 (2/3) ケース2 ミーゼス相当応力分布(全体図) 【EBW, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

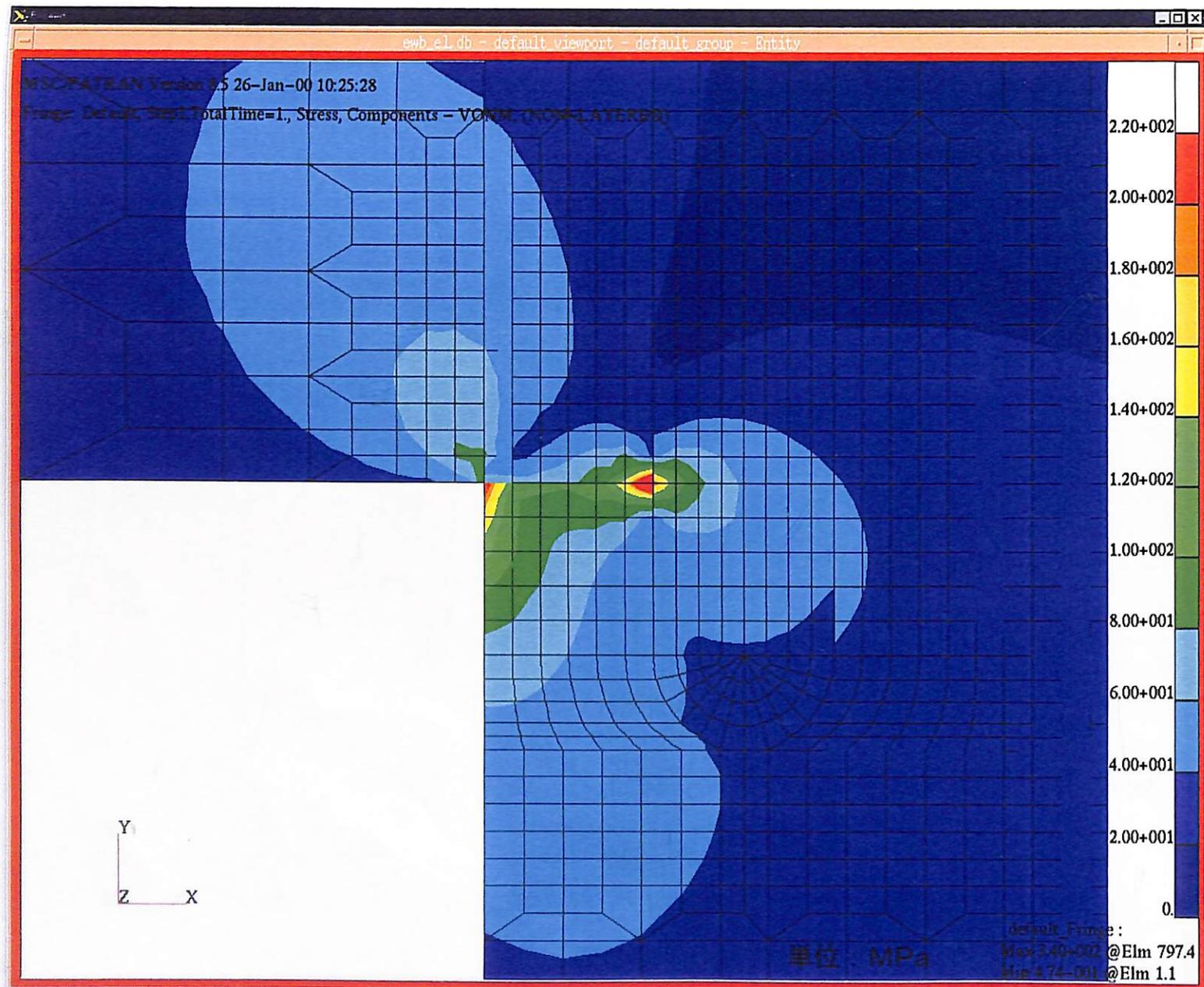


図6.1.5-2 (3/3) ケース2 ミーゼス相当応力分布（拡大図）【EBW, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

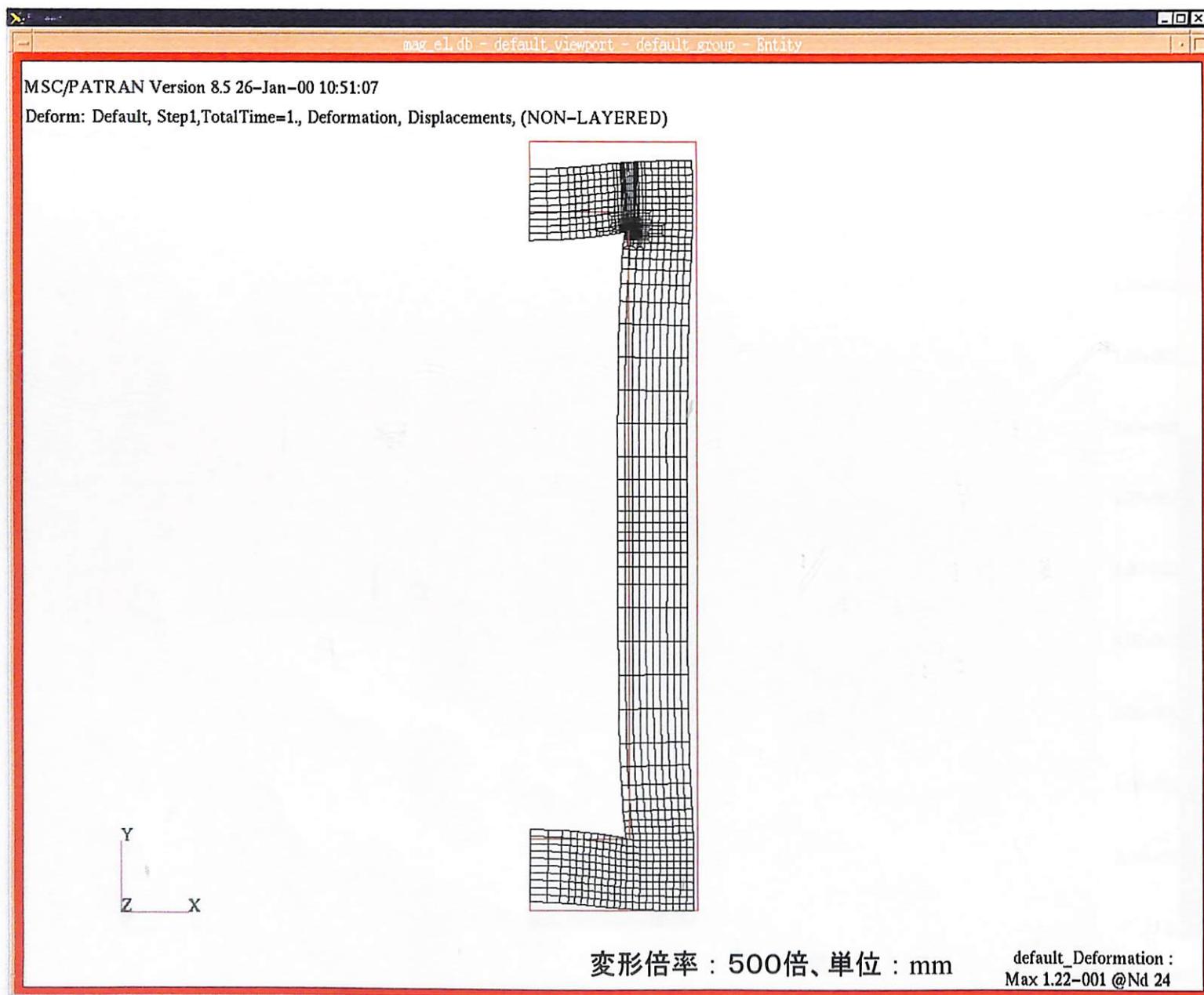


図6.1.5-3 (1/3) ケース4変形状態【MAG, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

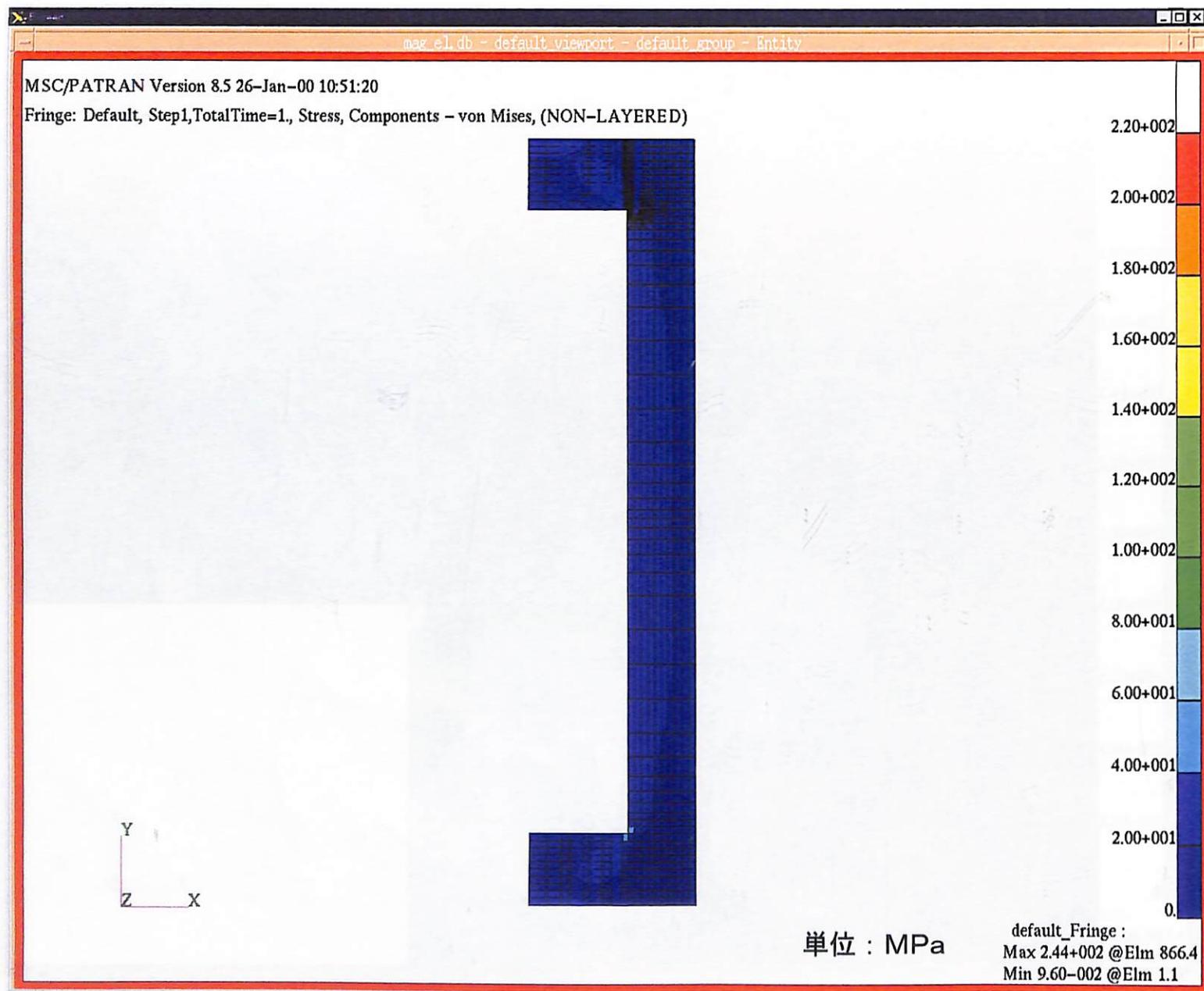


図6.1.5-3 (2/3) ケース4 ミーゼス相当応力分布（全体図）【MAG, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

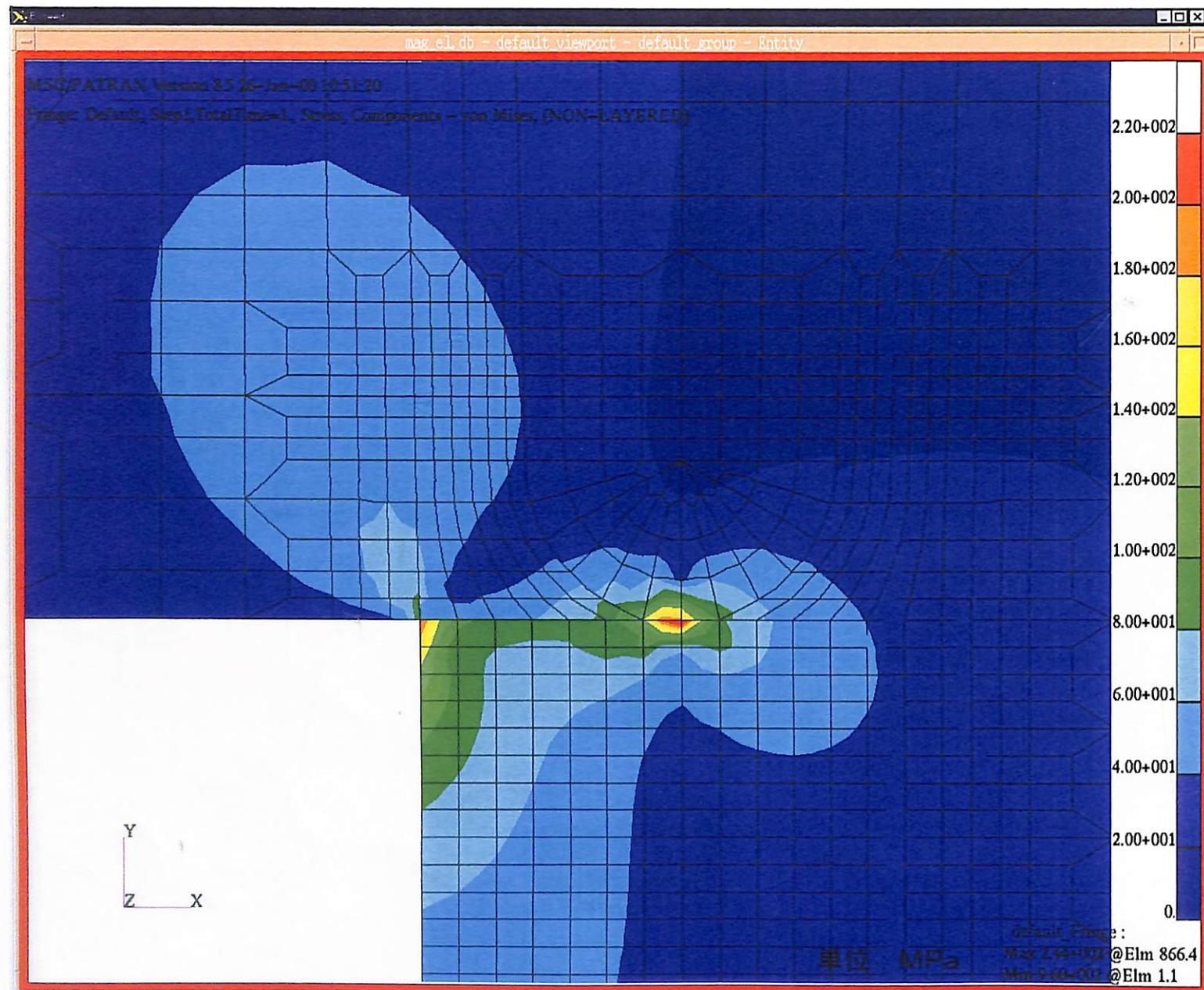


図6.1.5-3 (3/3) ケース4 ミーゼス相当応力分布（拡大図）【MAG, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

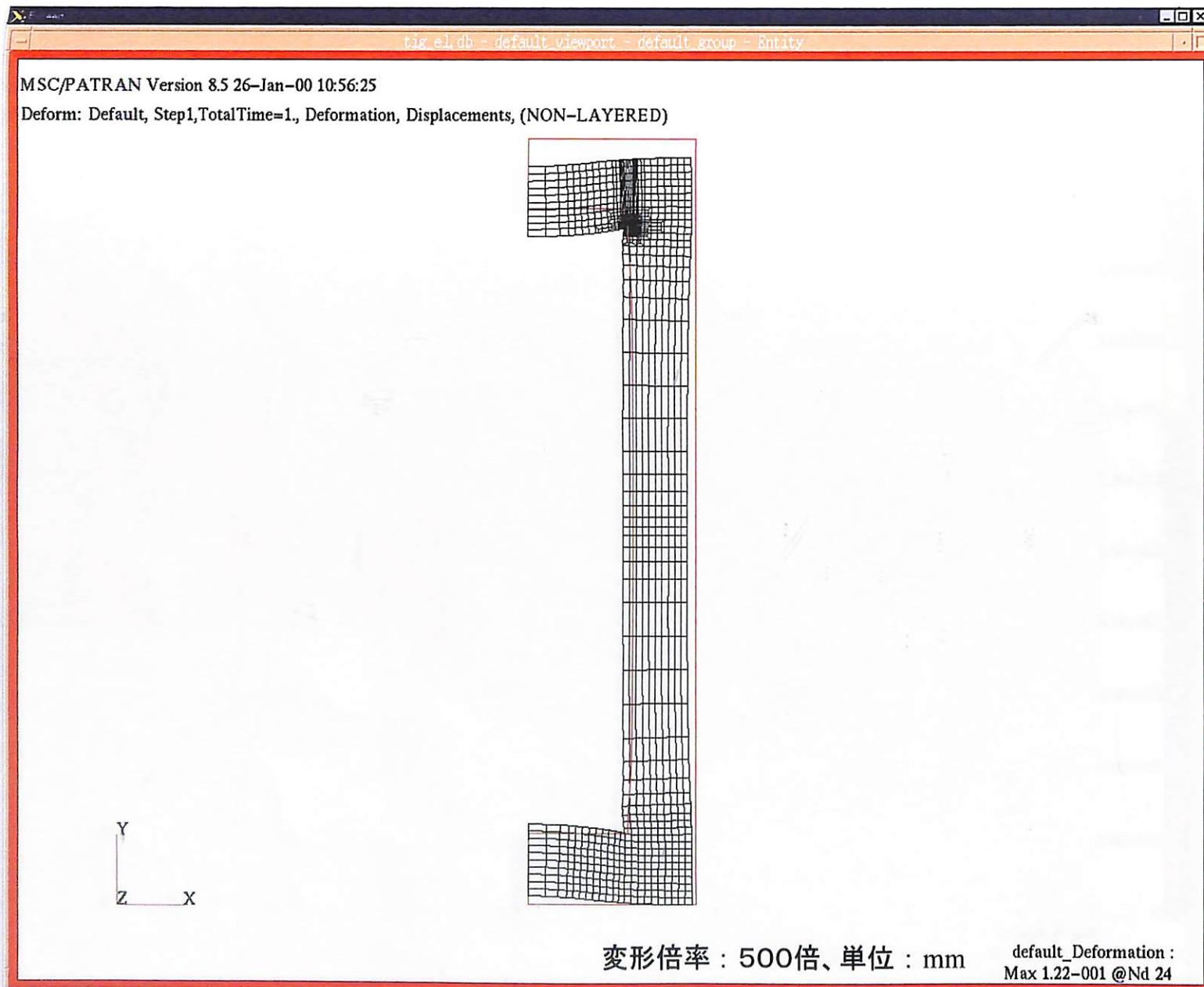


図6.1.5-4 (1/3) ケース6 変形状態【T I G, 弹性解析, 外圧 : 15.3MPa】

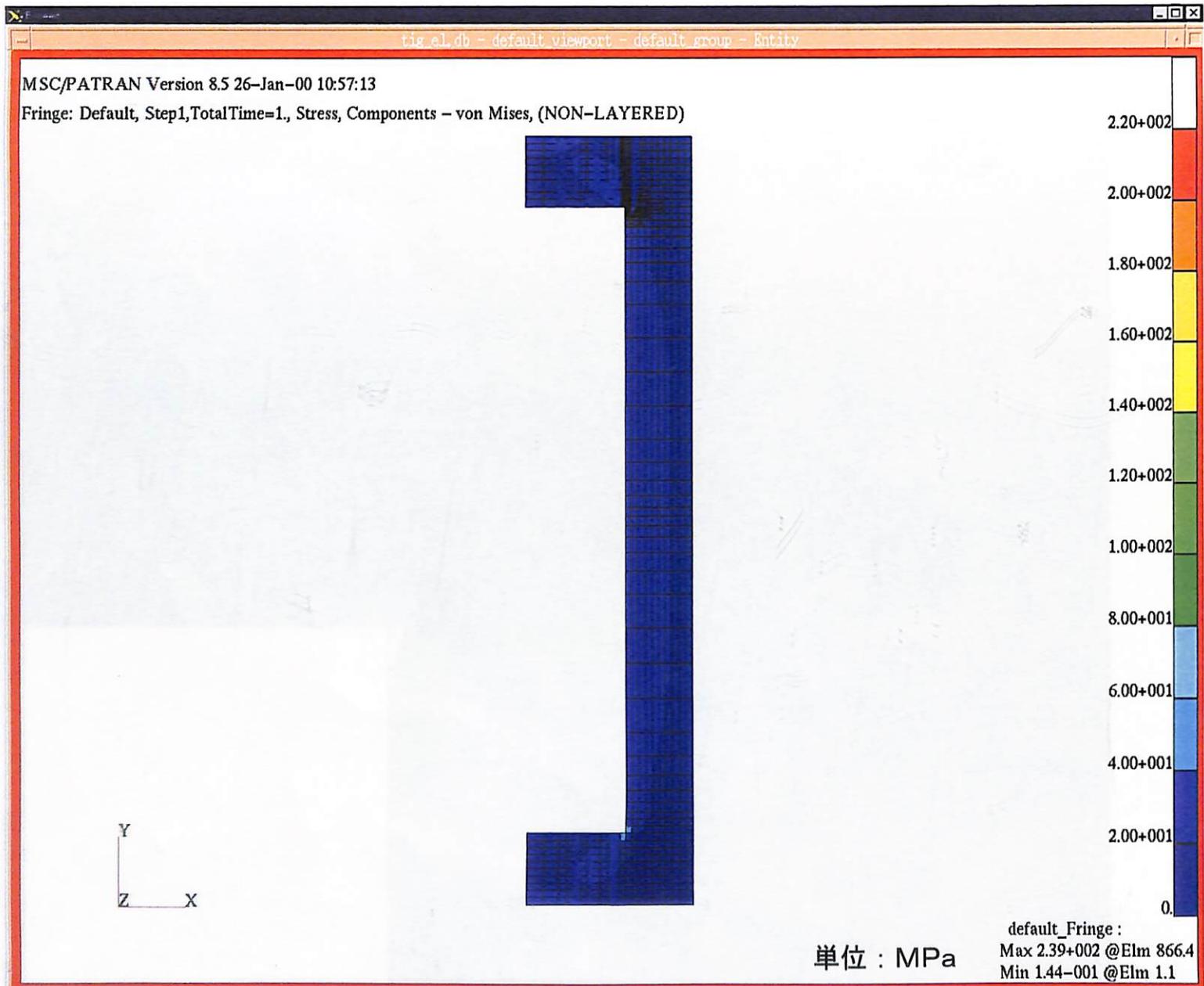


図6.1.5-4 (2/3) ケース6 ミーゼス相当応力分布（全体図）【T I G, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

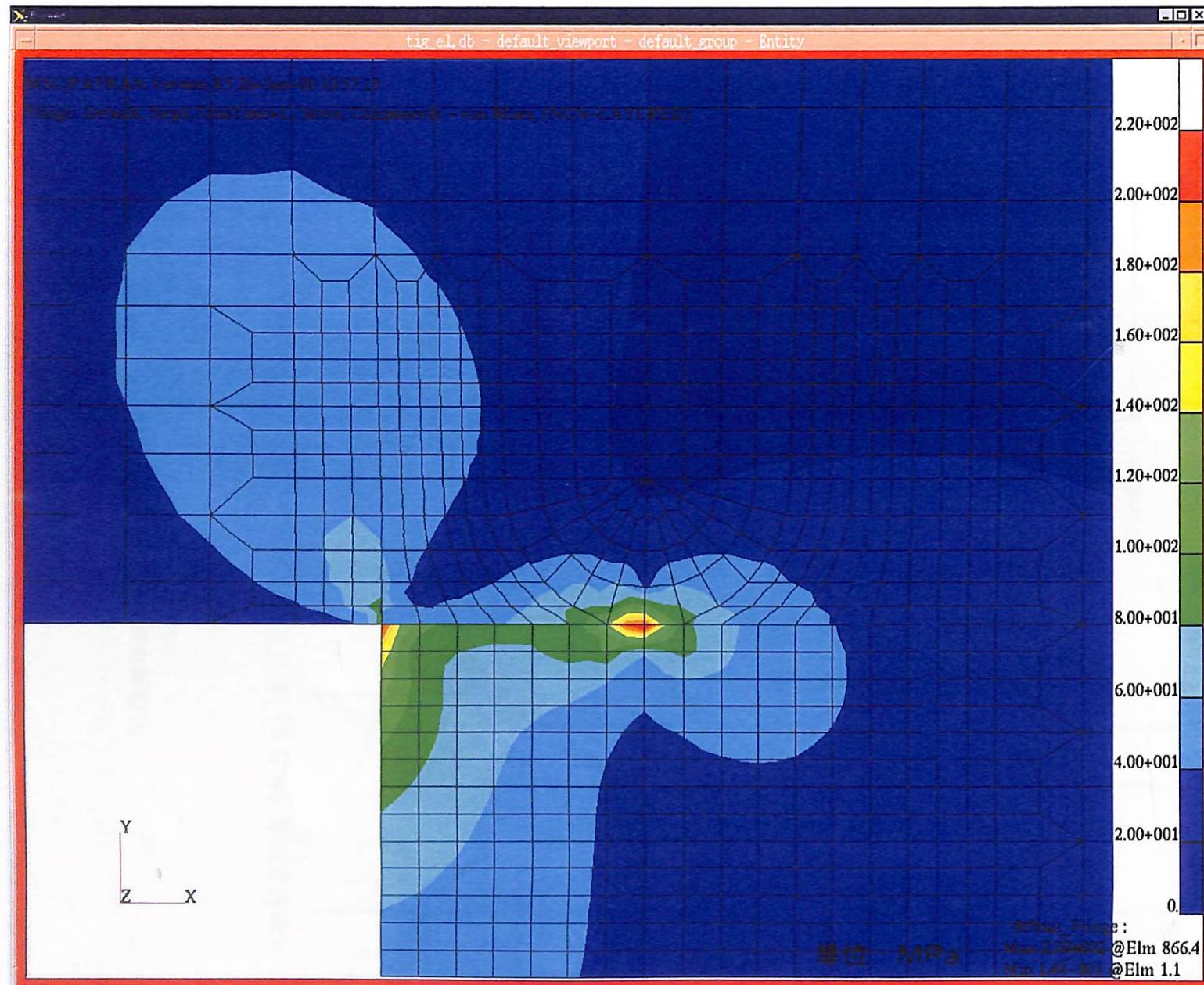


図6.1.5-4 (3/3) ケース6 ミーゼス相当応力分布（拡大図）【TIG, 弹性解析, 外圧: 15.3MPa】

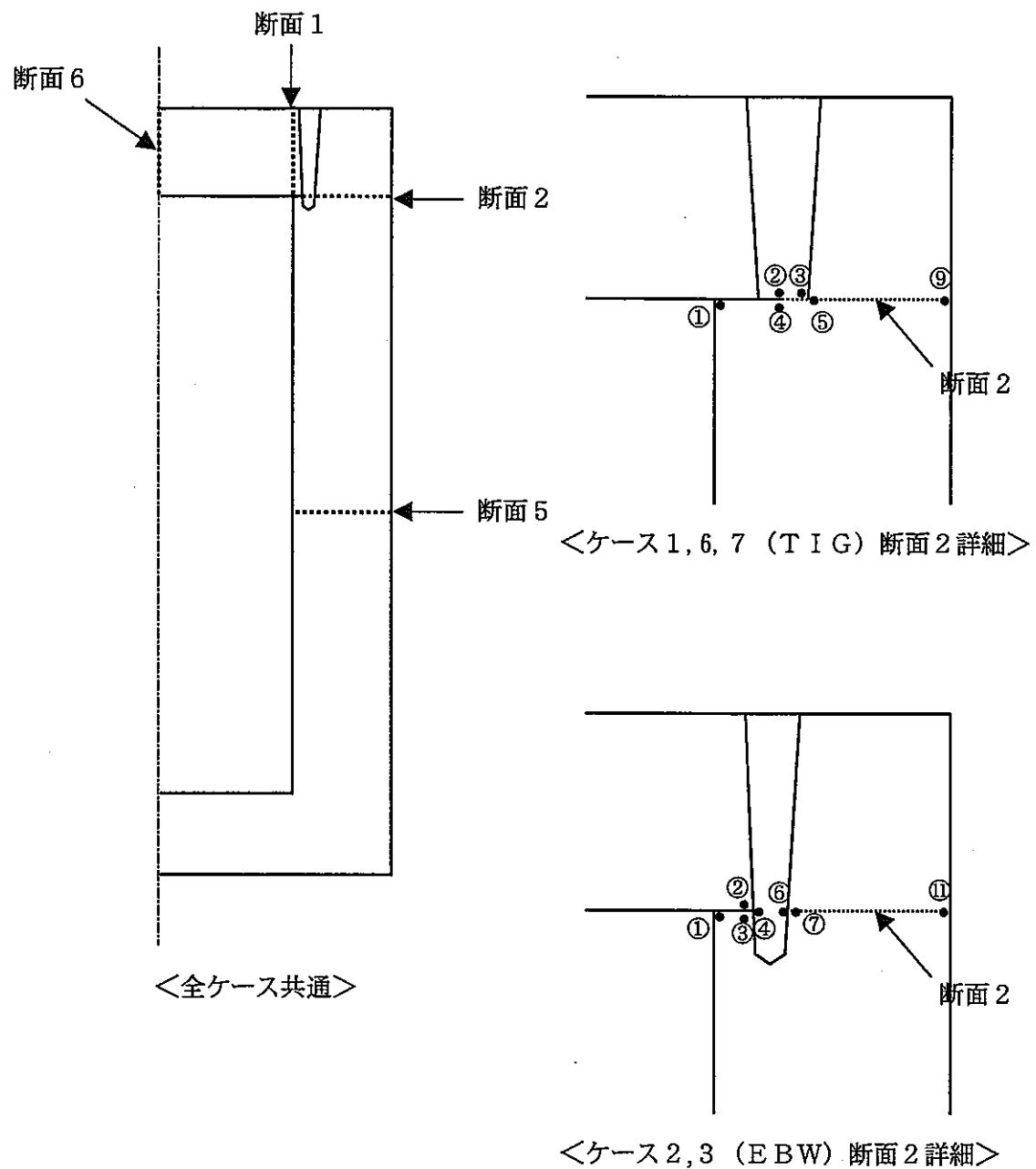


図 6.1.6-1 崩壊解析履歴グラフ出力断面図

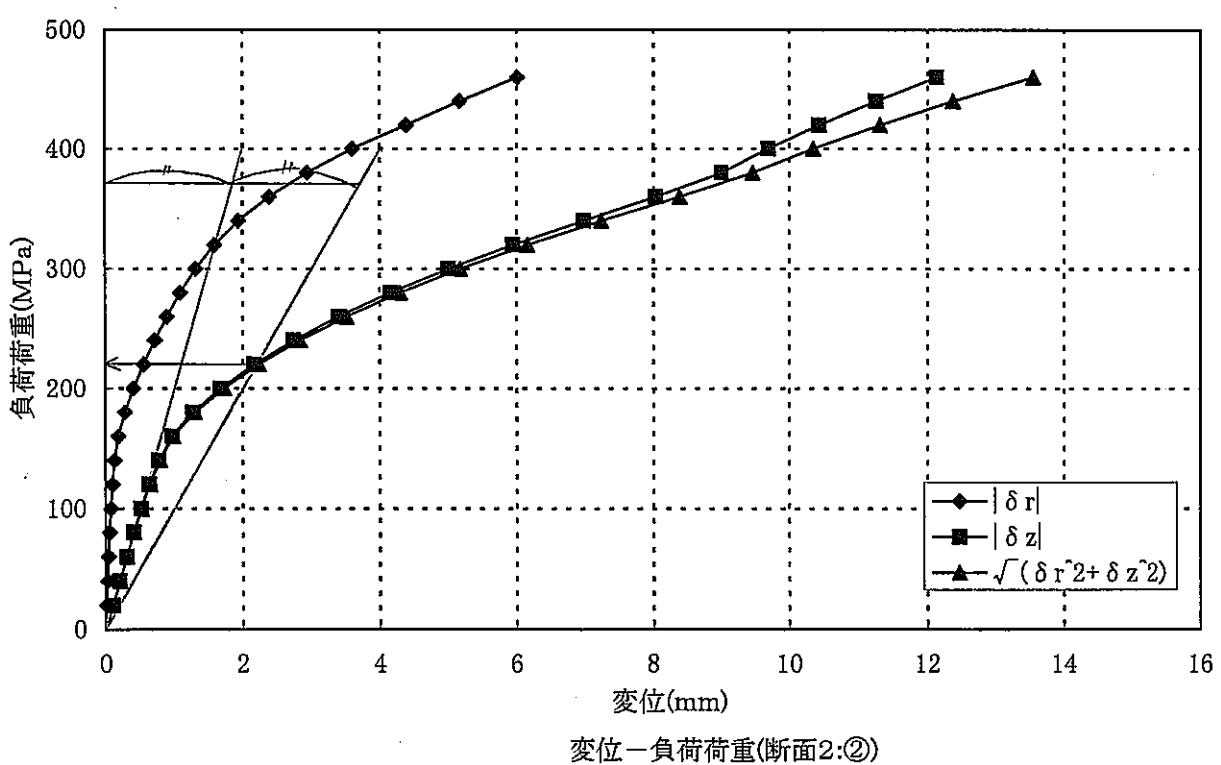
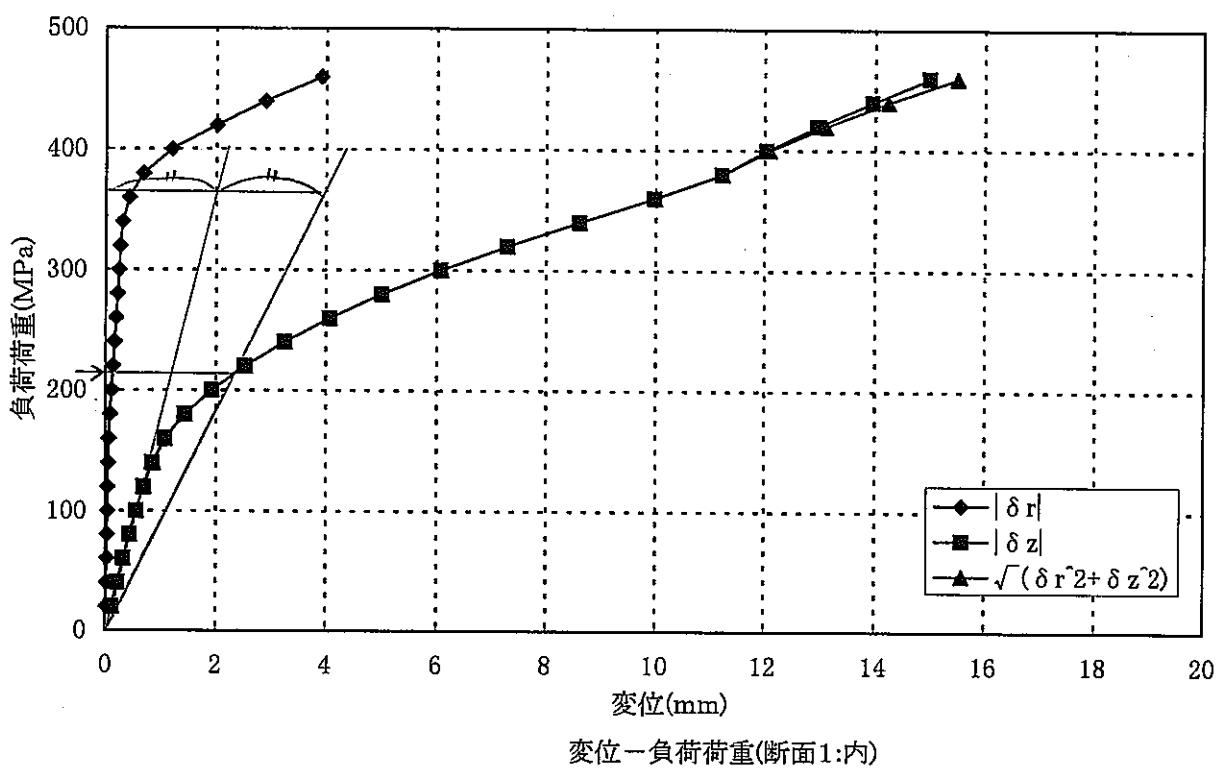


図6.1.6-2 (1/2) ケース1 変位一負荷荷重【母材一樣, 崩壊解析, 残留応力なし】

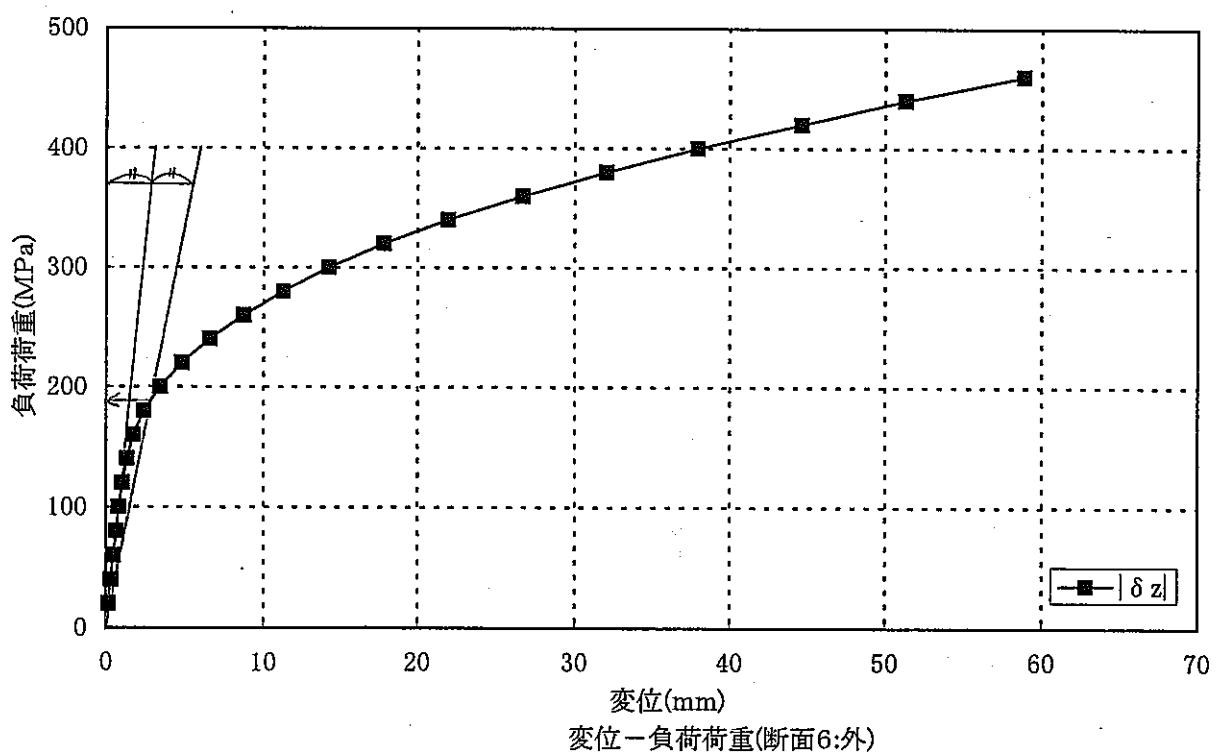
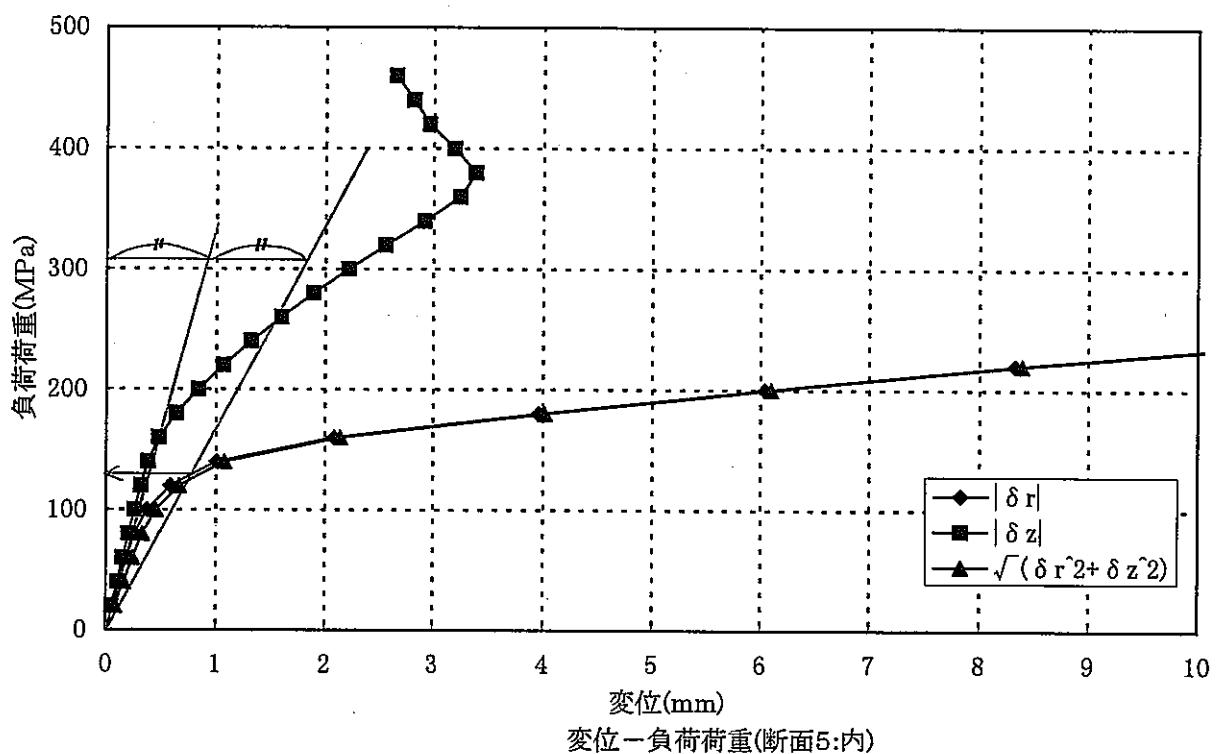


図6.1.6-2 (2/2) ケース1 変位-負荷荷重【母材一様, 崩壊解析, 残留応力なし】

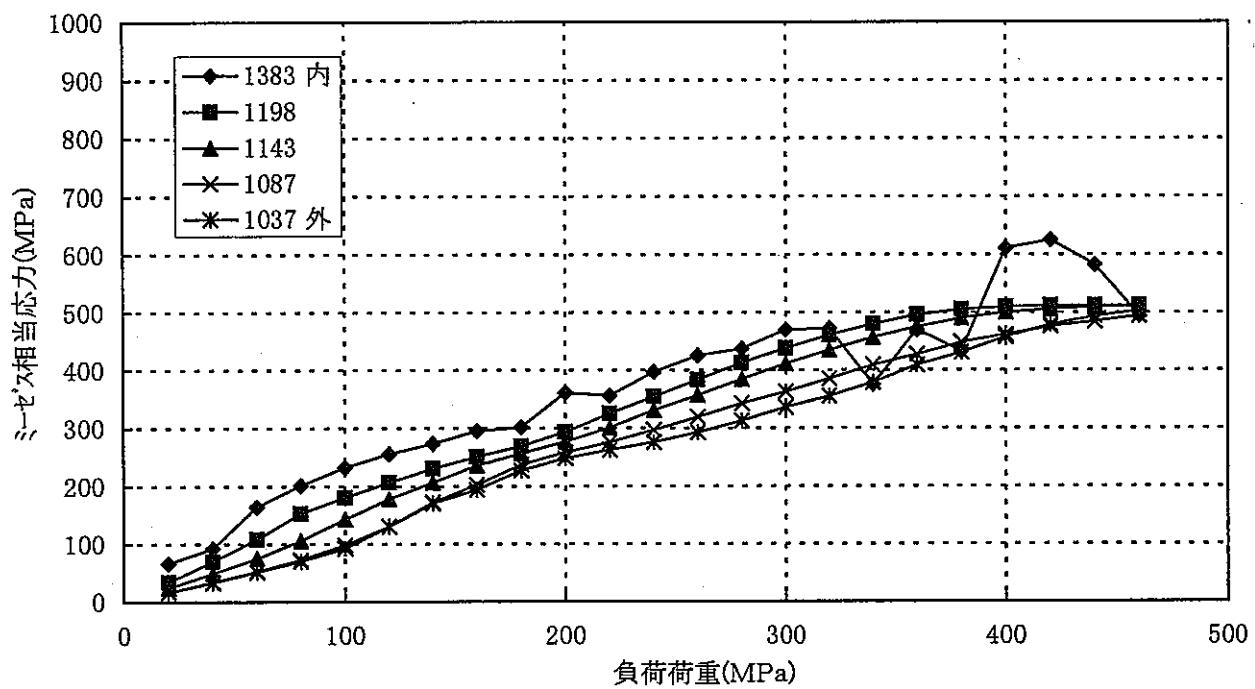


図6.1.6-3 (1/4) ケース1 応力一負荷荷重（断面1）【母材一様，残留応力なし】

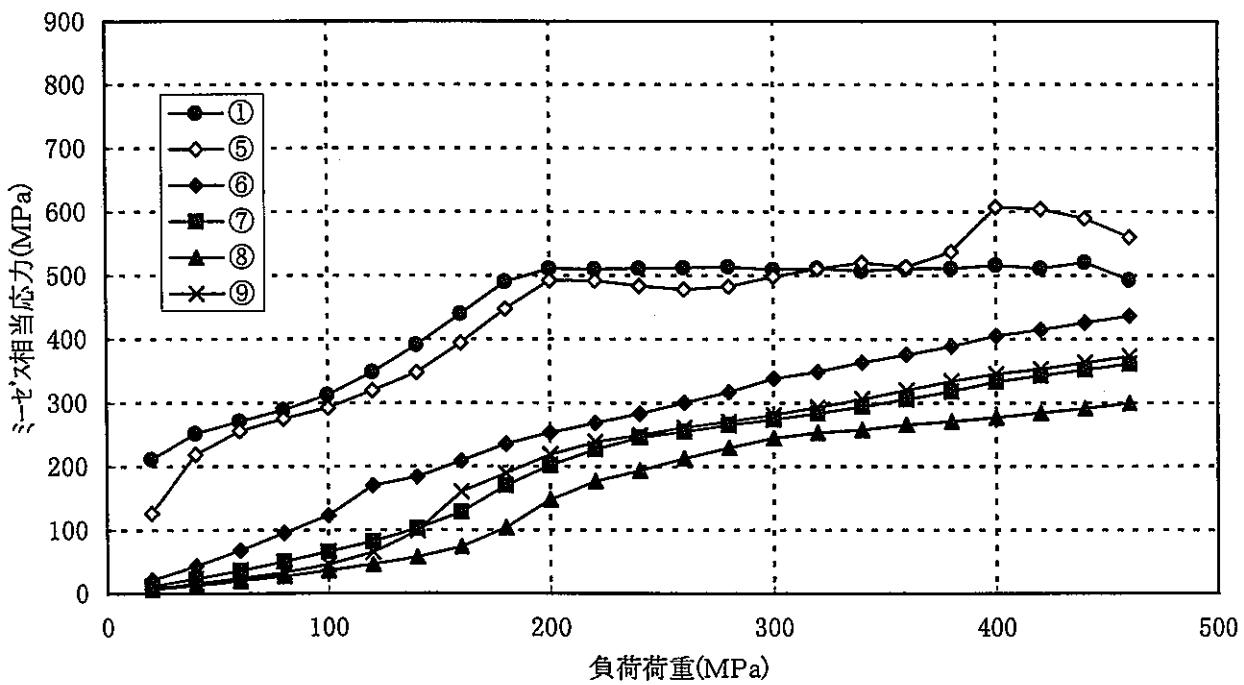


図6.1.6-3 (2/4) ケース1 応力一負荷荷重（断面2）【母材一様，残留応力なし】

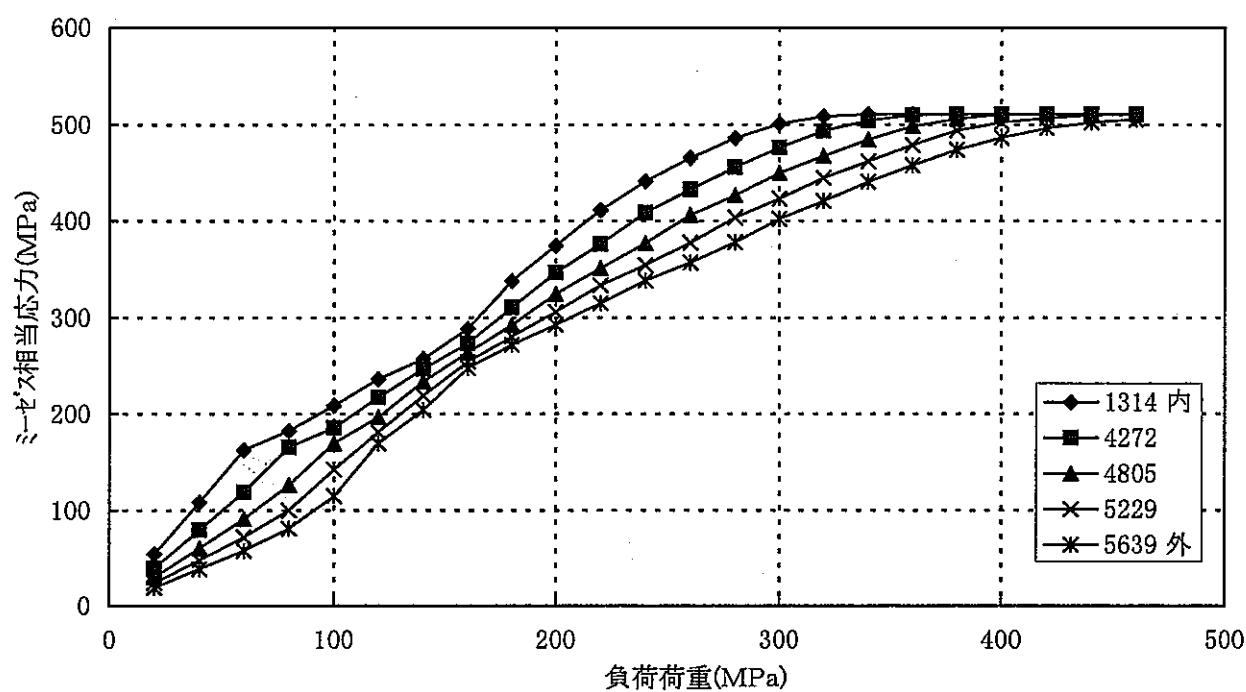


図6.1.6-3 (3/4) ケース1 応力一負荷荷重（断面5）【母材一様，残留応力なし】

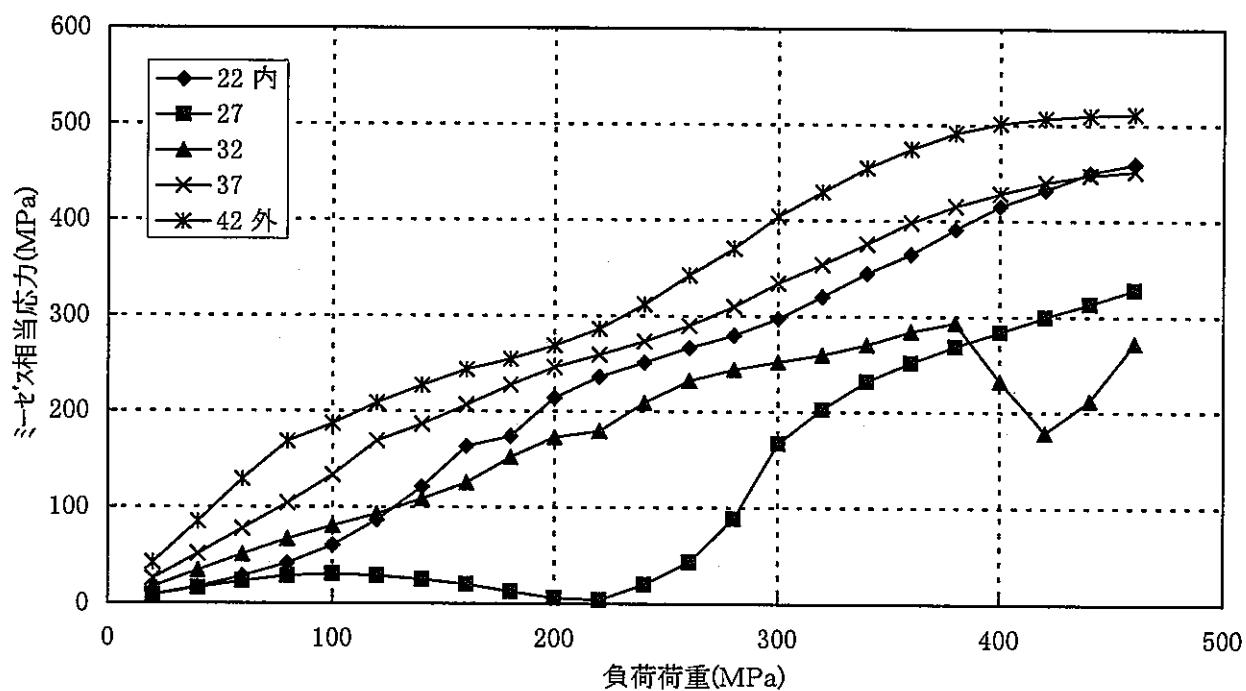


図6.1.6-3 (4/4) ケース1 応力一負荷荷重（断面6）【母材一様，残留応力なし】

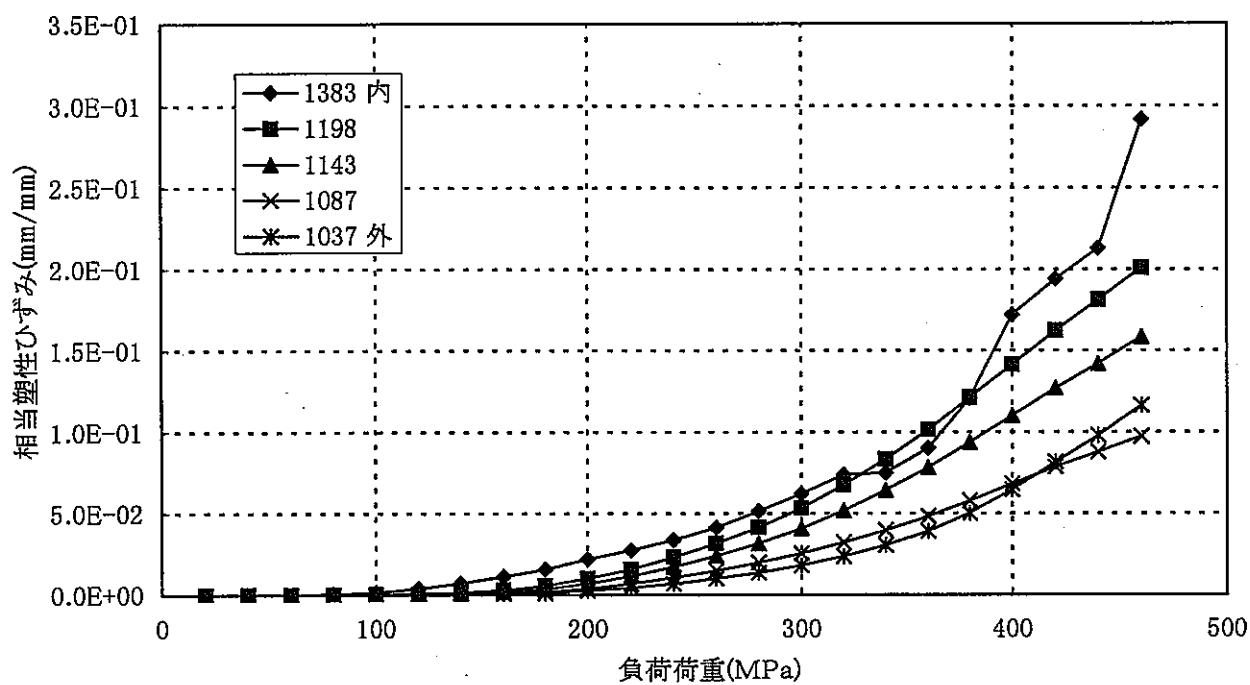


図6.1.6-4 (1/4) ケース1相当塑性ひずみー負荷荷重(断面1)【母材一様, 残留応力なし】

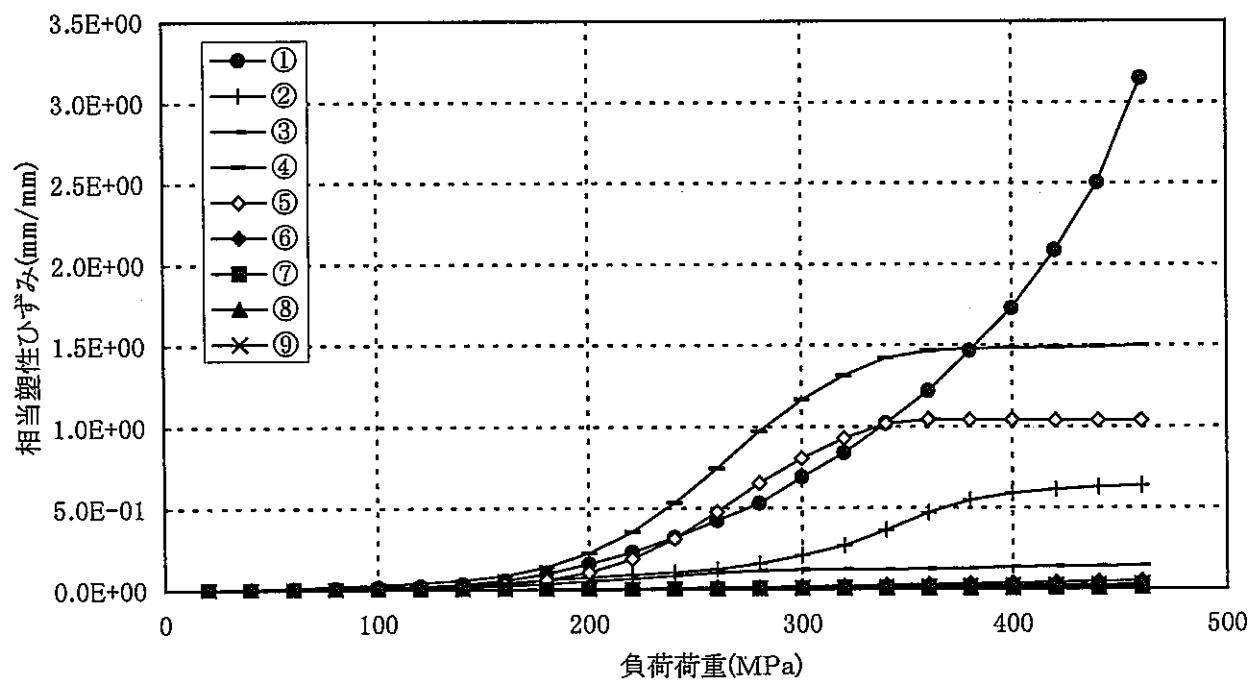


図6.1.6-4 (2/4) ケース1相当塑性ひずみー負荷荷重(断面2)【母材一様, 残留応力なし】

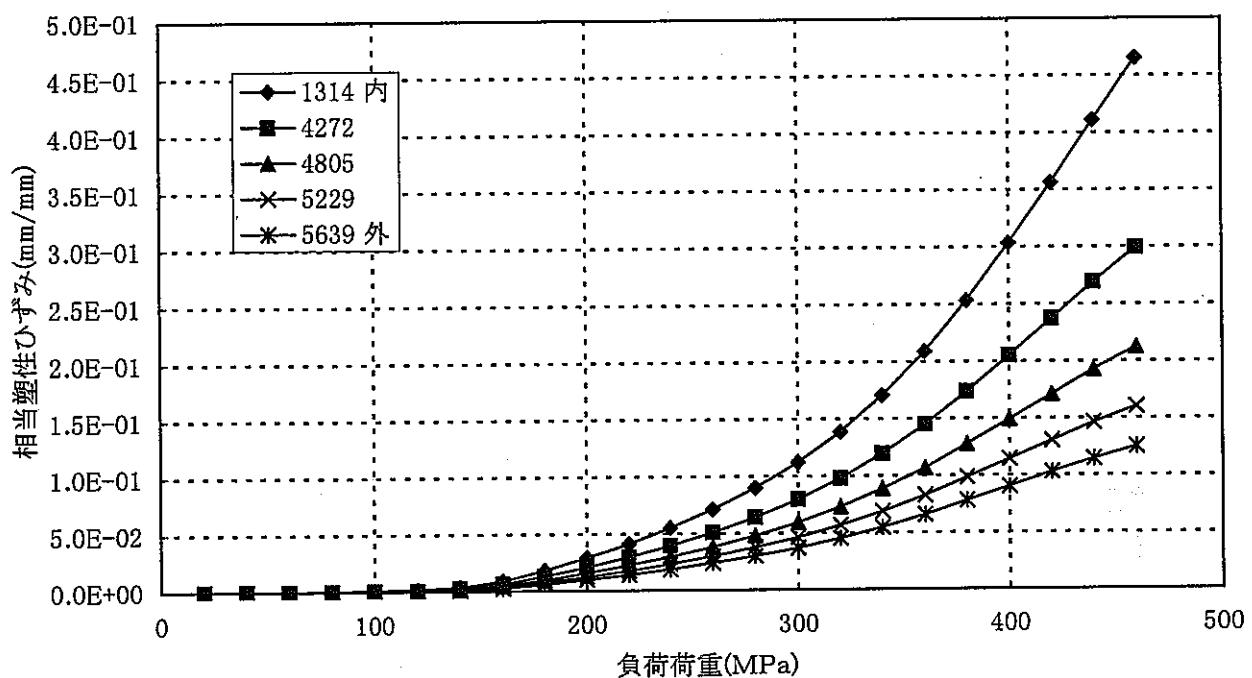


図6.1.6-4 (3/4) ケース1相当塑性ひずみー負荷荷重(断面5)【母材一様, 残留応力なし】

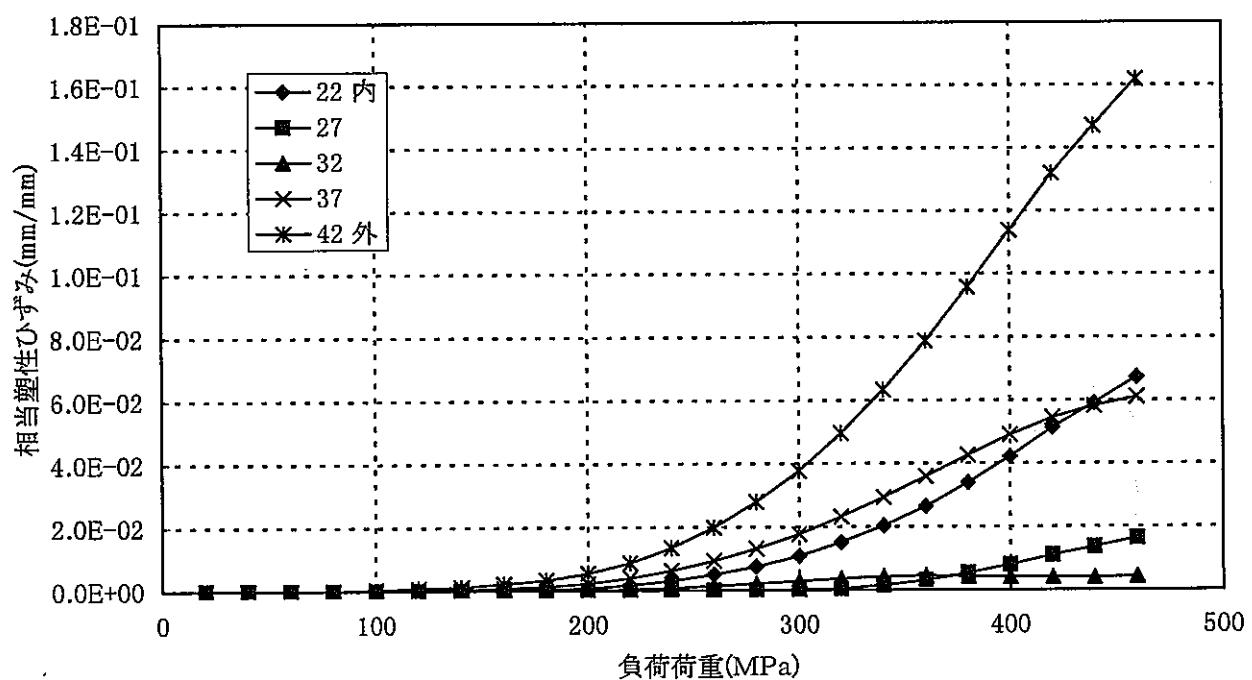


図6.1.6-4 (4/4) ケース1相当塑性ひずみー負荷荷重(断面6)【母材一様, 残留応力なし】

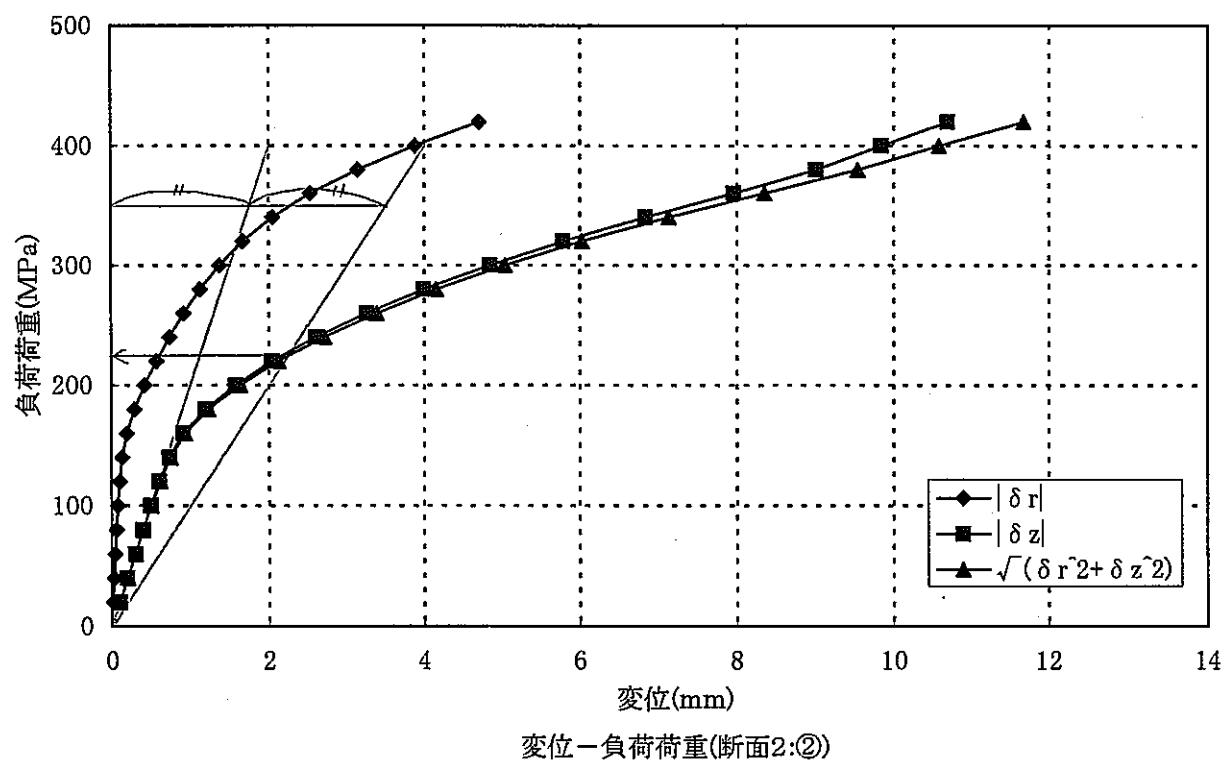
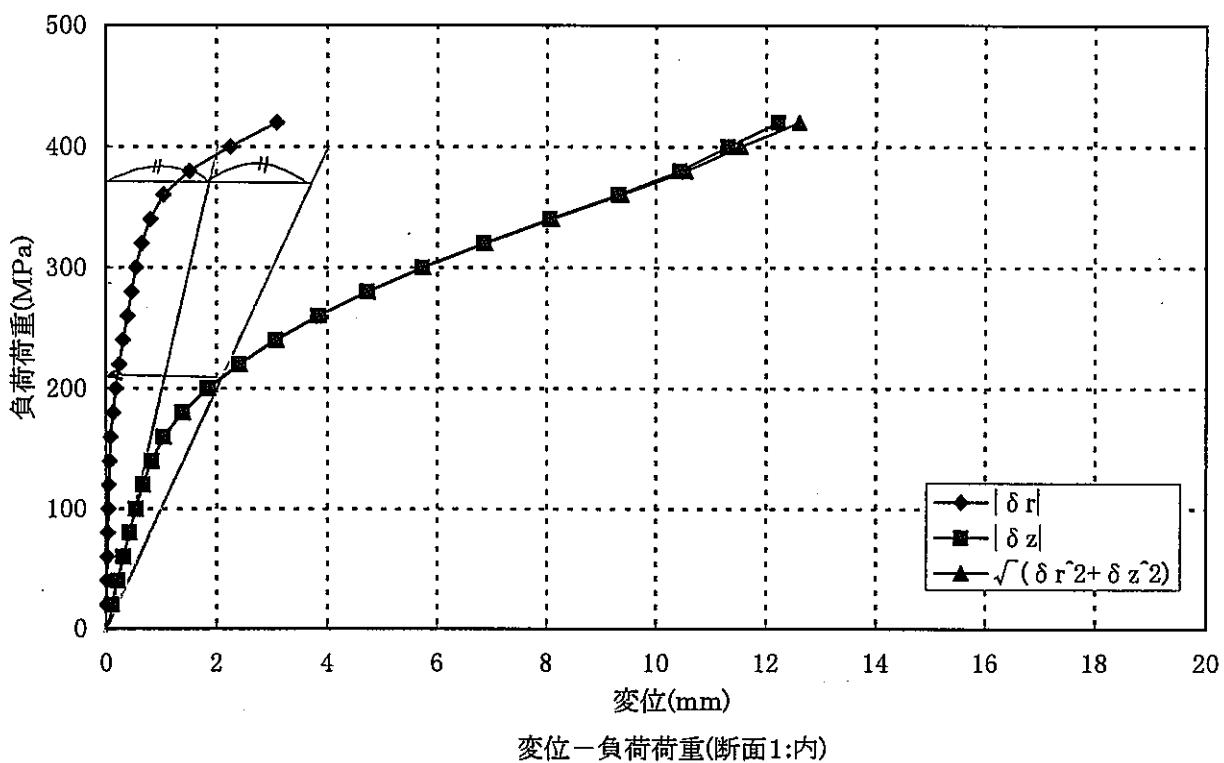


図6.1.6-5 (1/2) ケース2 変位-負荷荷重【E BW, 崩壊解析, 残留応力なし】

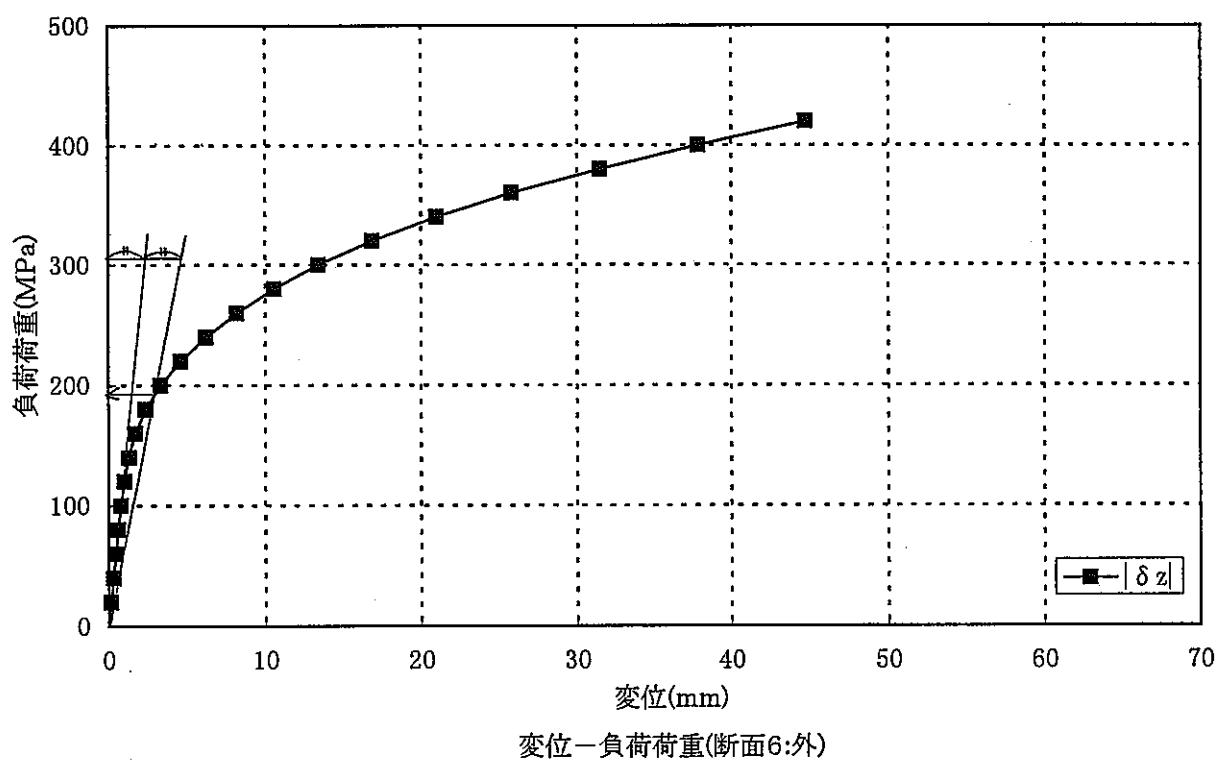
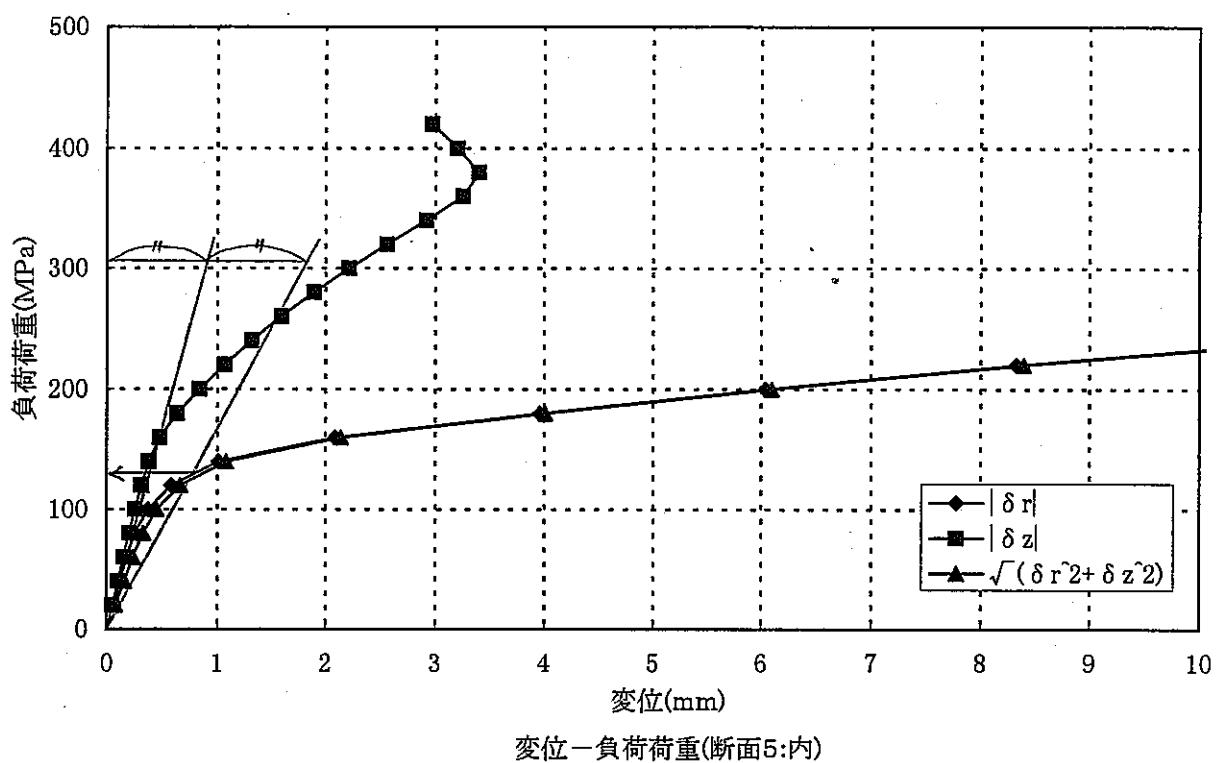


図6.1.6-5 (2/2) ケース2 変位-負荷荷重【E BW, 崩壊解析, 残留応力なし】

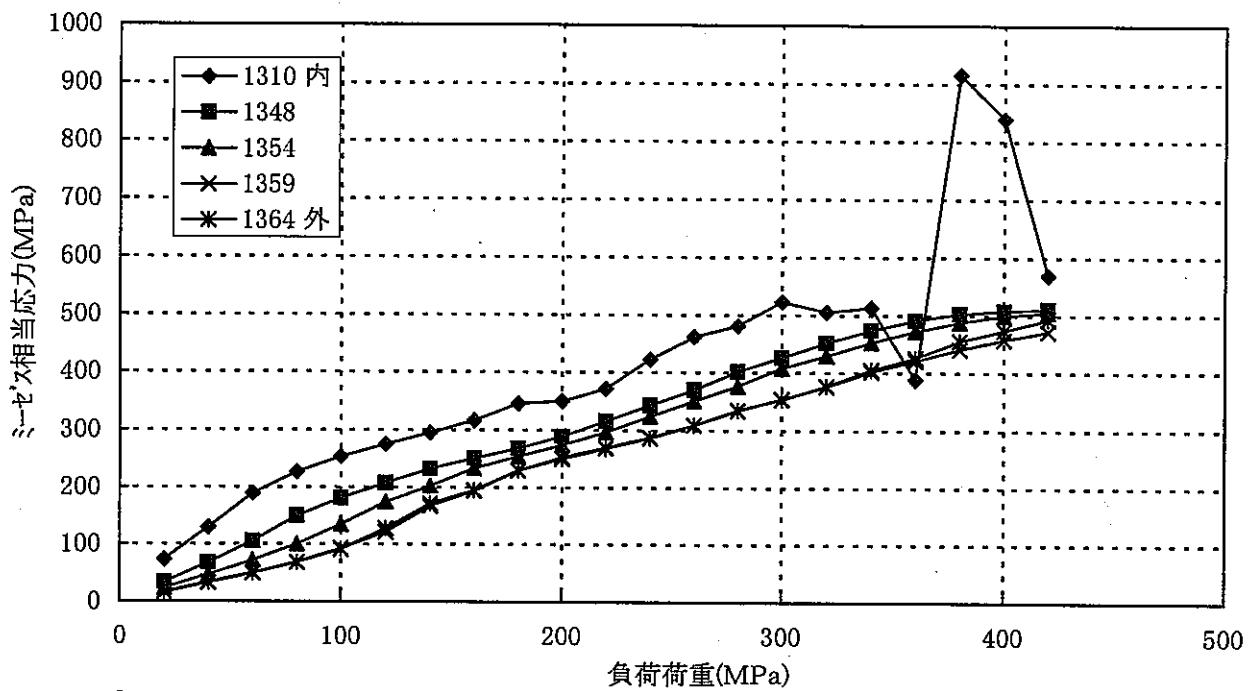


図6.1.6-6 (1/4) ケース2応力-負荷荷重(断面1)【EBW, 残留応力なし】

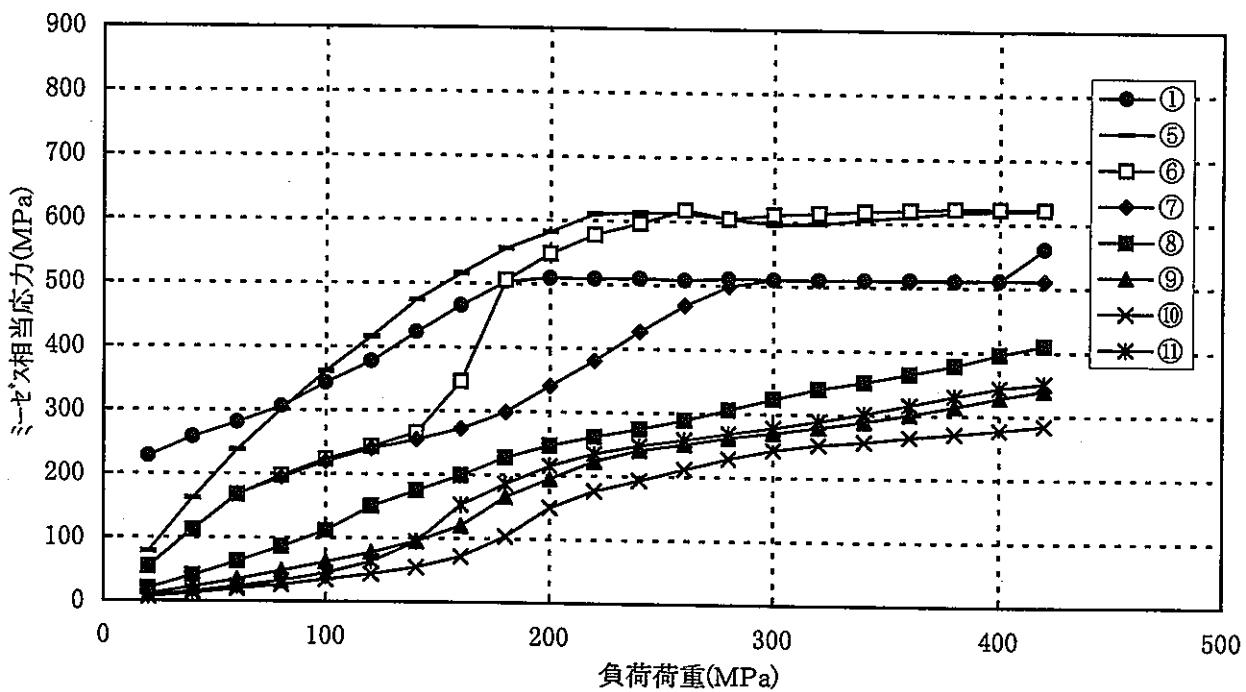


図6.1.6-6 (2/4) ケース2応力-負荷荷重(断面2)【EBW, 残留応力なし】

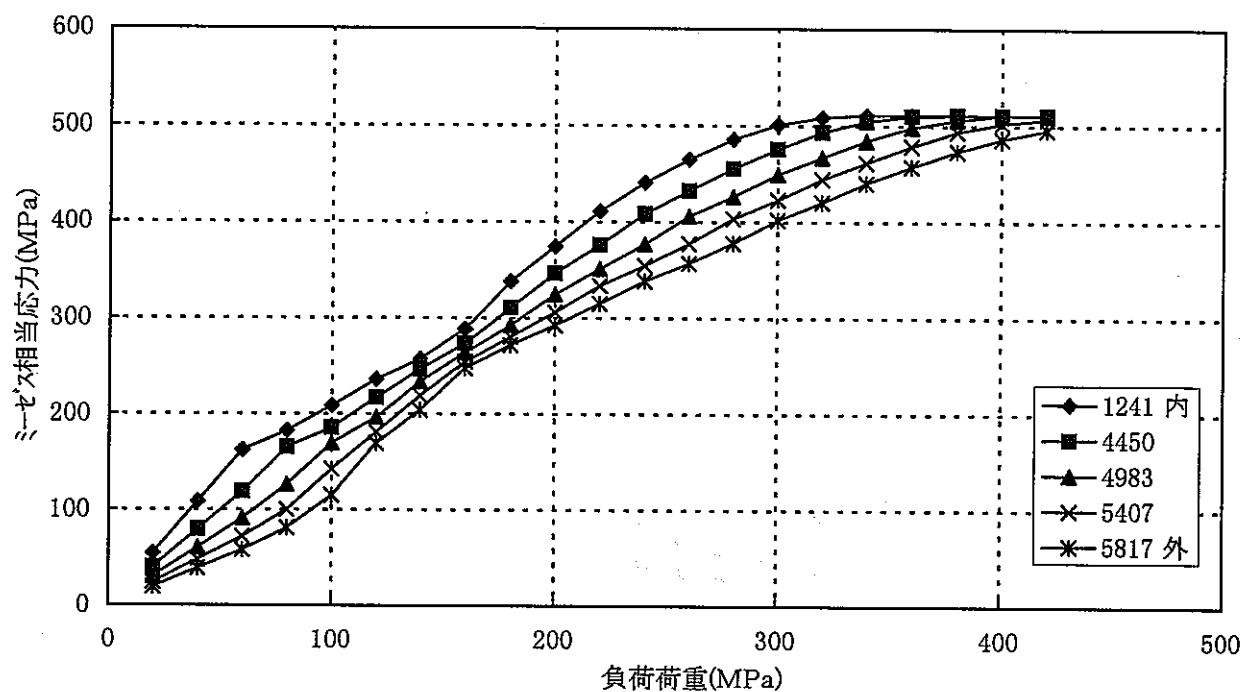


図6.1.6-6 (3/4) ケース 2 応力一負荷荷重 (断面 5) 【E BW, 残留応力なし】

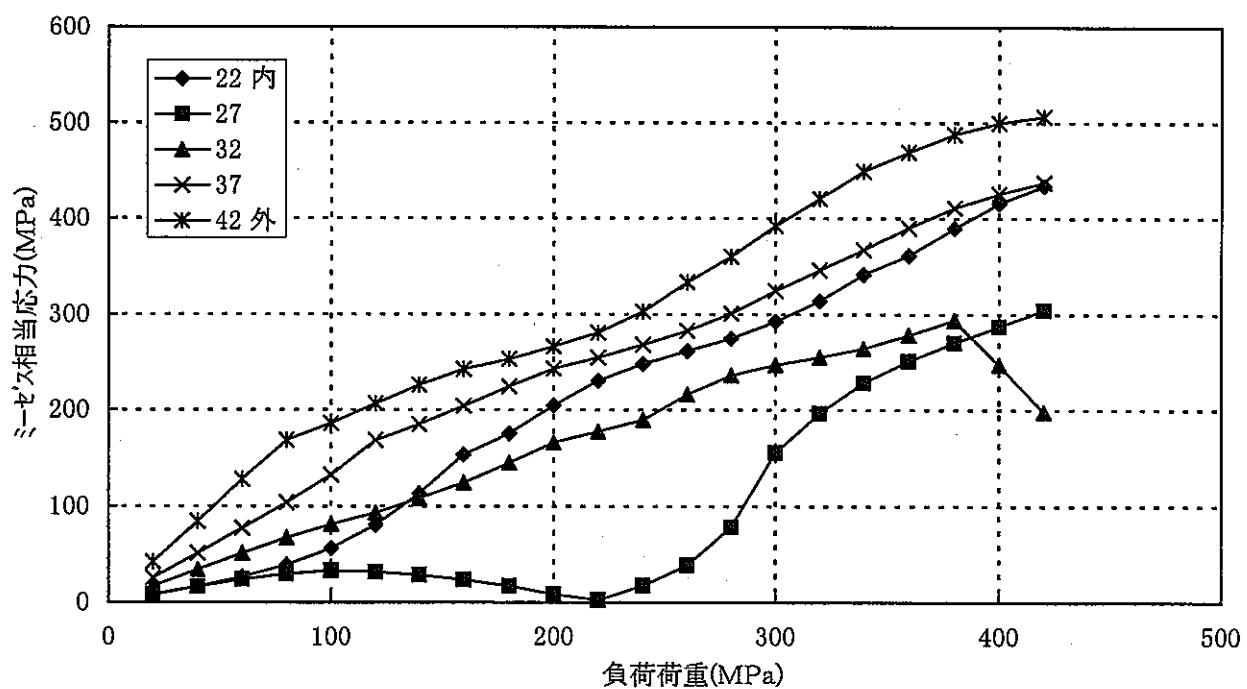


図6.1.6-6 (4/4) ケース 2 応力一負荷荷重 (断面 6) 【E BW, 残留応力なし】

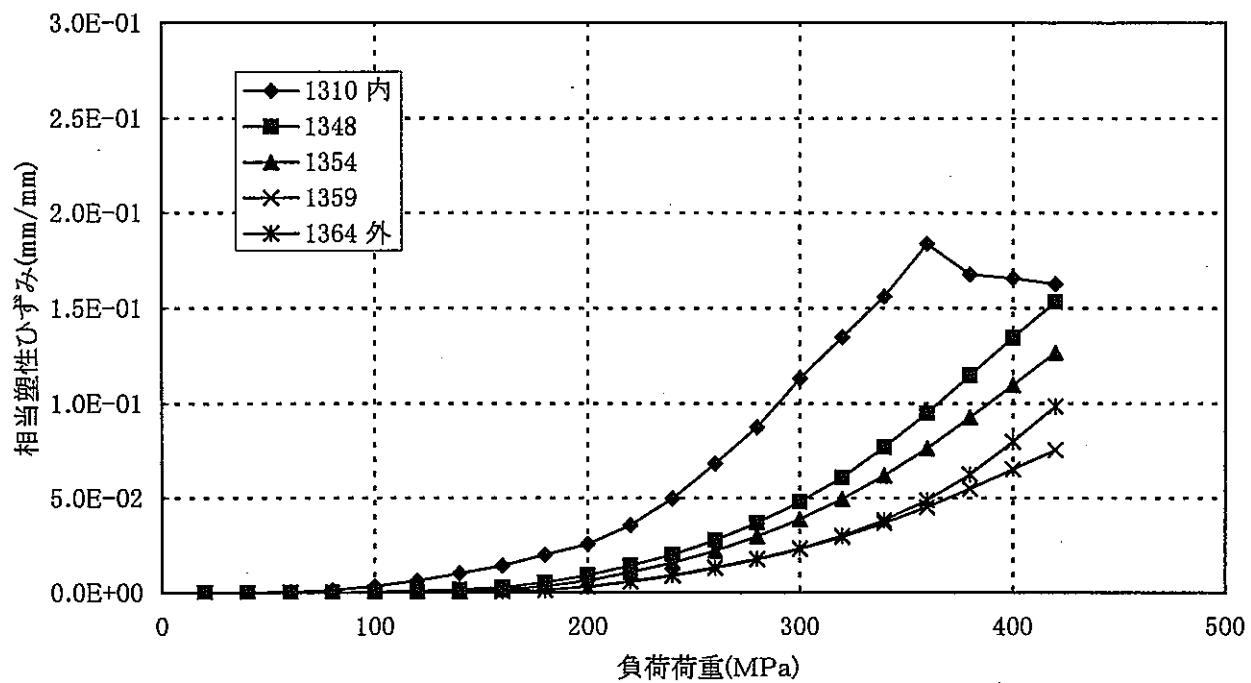


図6.1.6-7 (1/4) ケース2相当塑性ひずみー負荷荷重(断面1)【EBW, 残留応力なし】

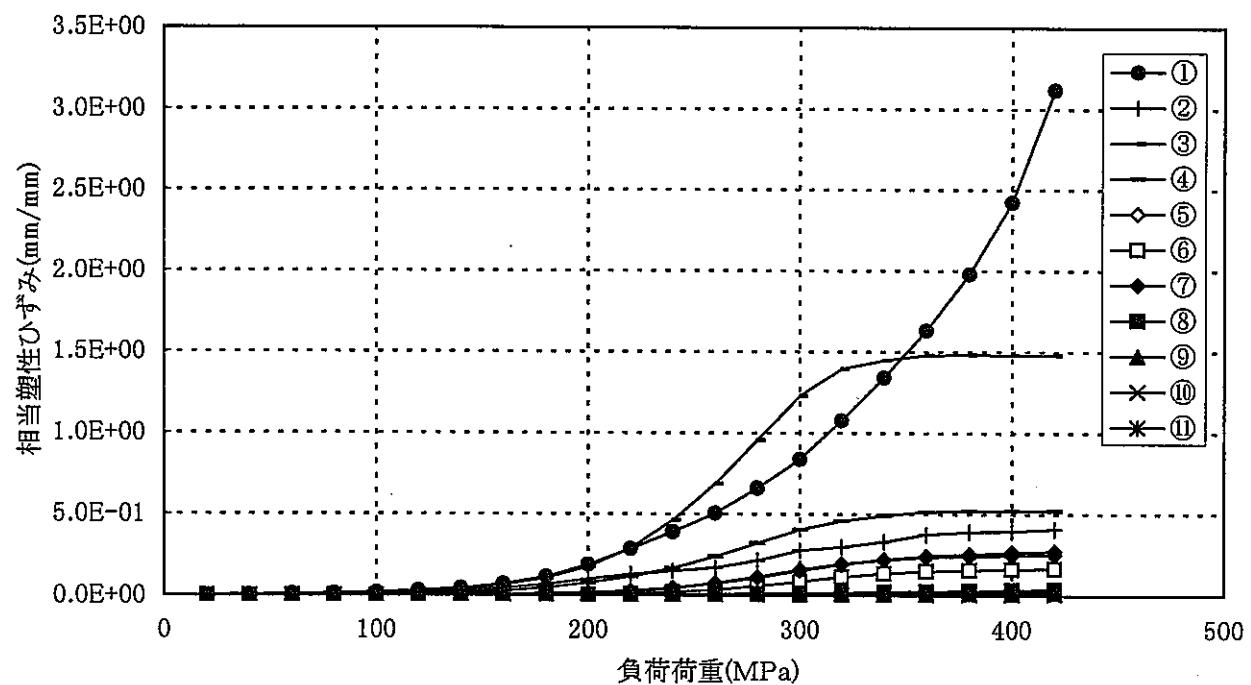


図6.1.6-7 (2/4) ケース2相当塑性ひずみー負荷荷重(断面2)【EBW, 残留応力なし】

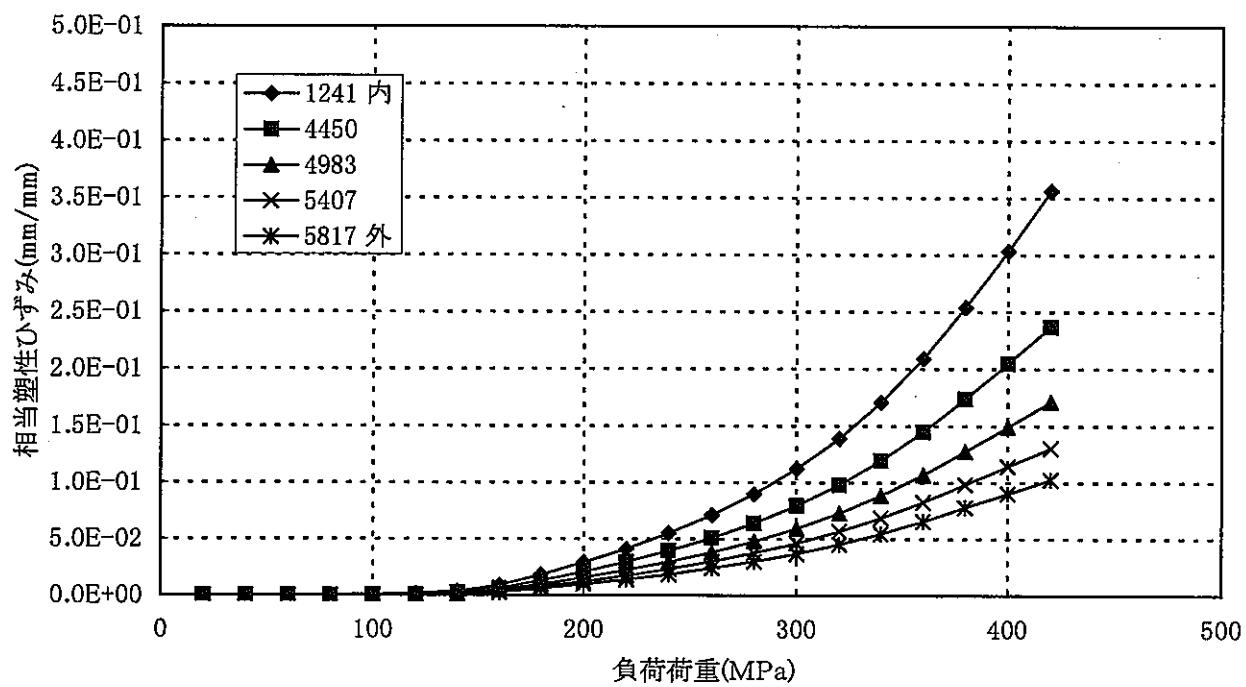


図6.1.6-7 (3/4) ケース2相当塑性ひずみー負荷荷重(断面5) 【EBW, 残留応力なし】

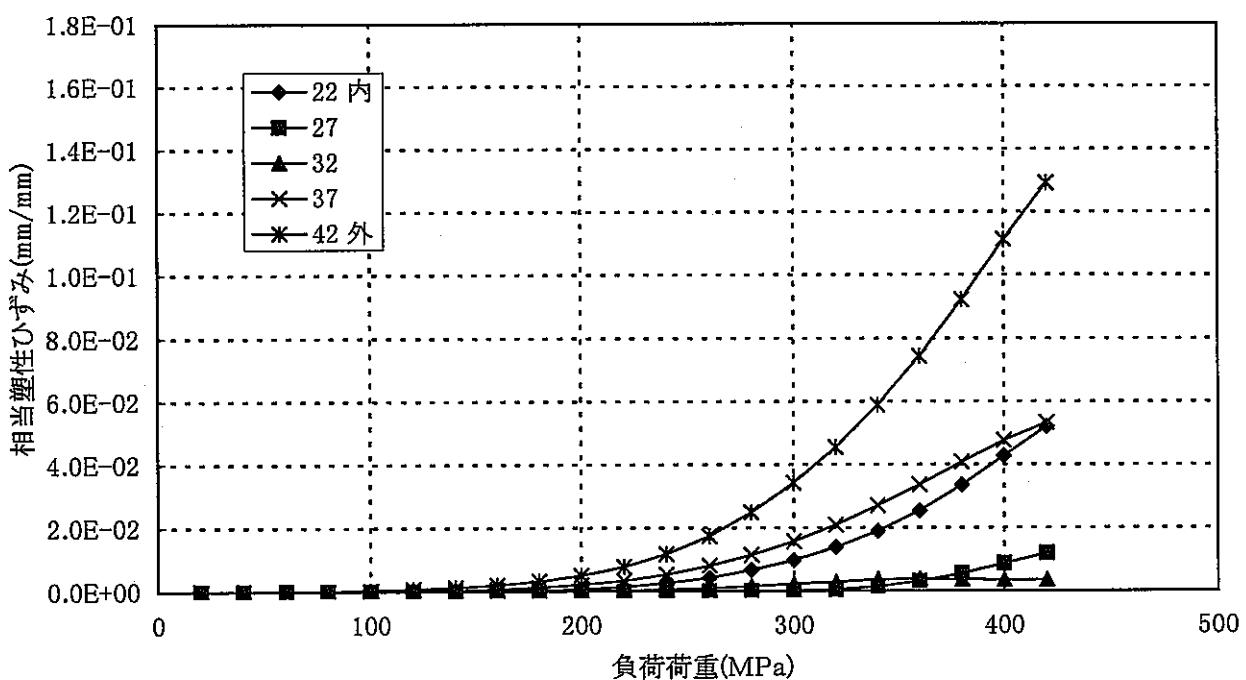


図6.1.6-7 (4/4) ケース2相当塑性ひずみー負荷荷重(断面6) 【EBW, 残留応力なし】

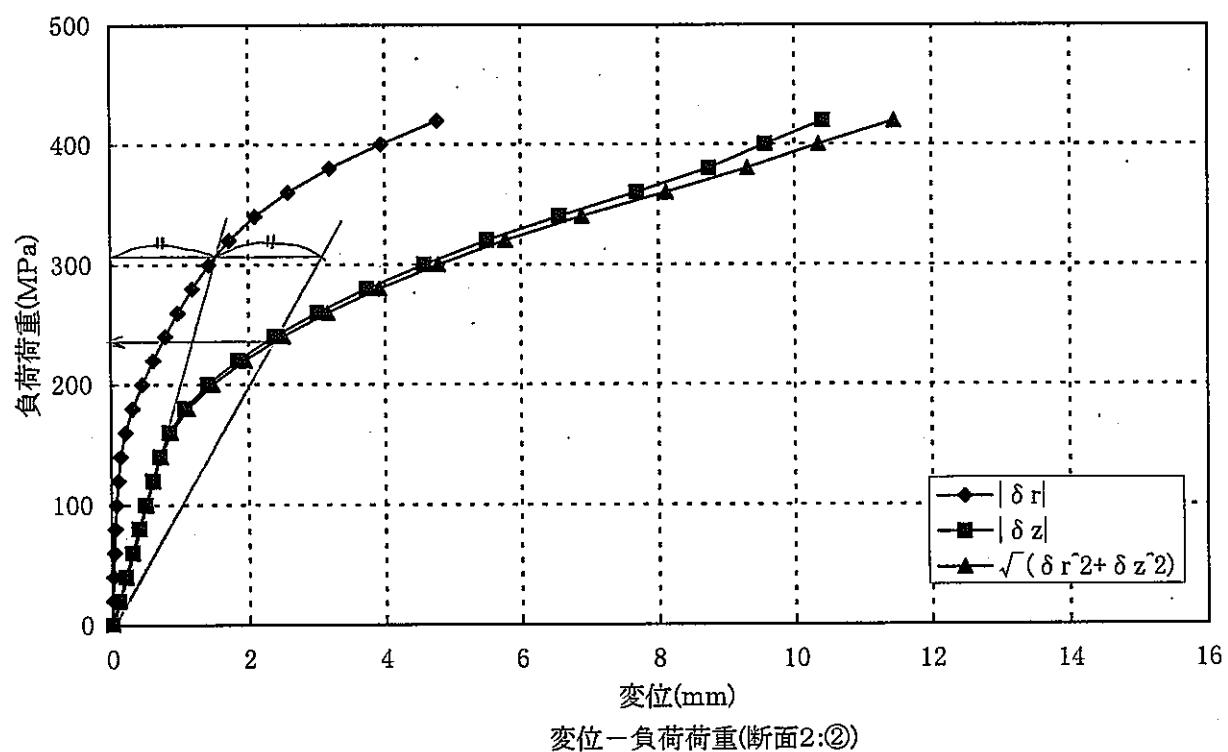
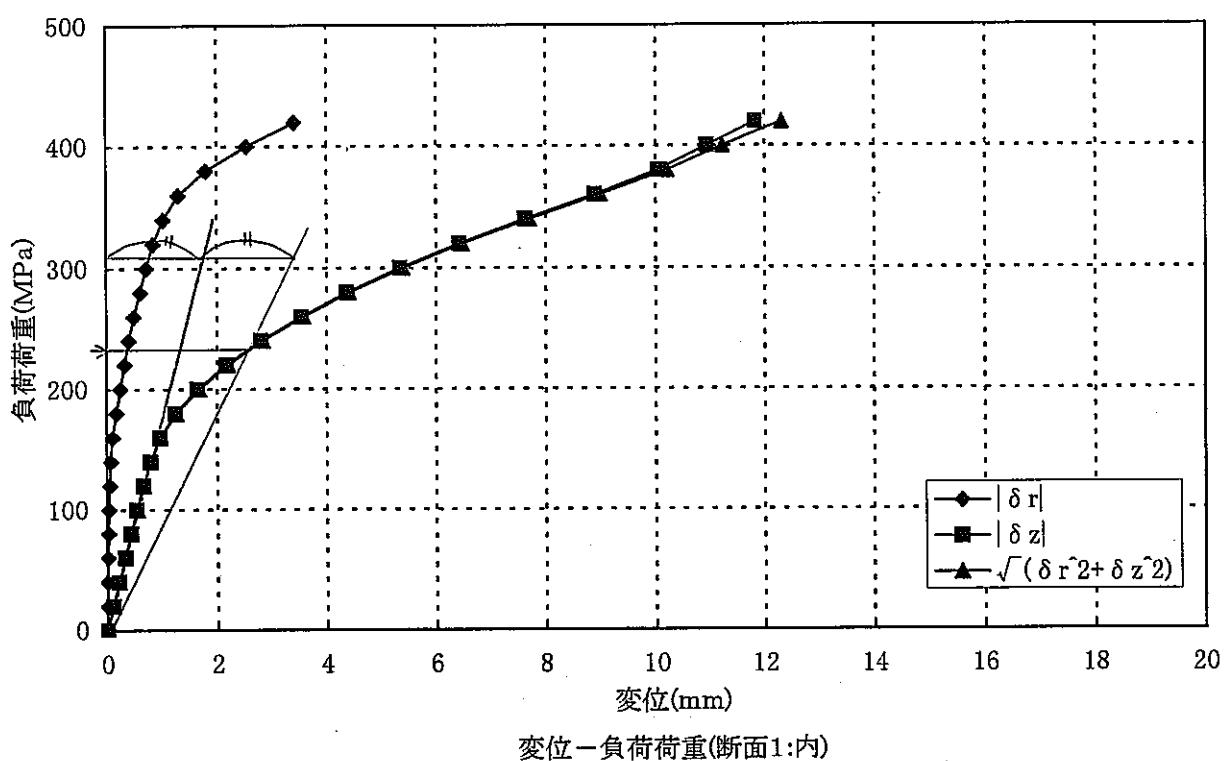
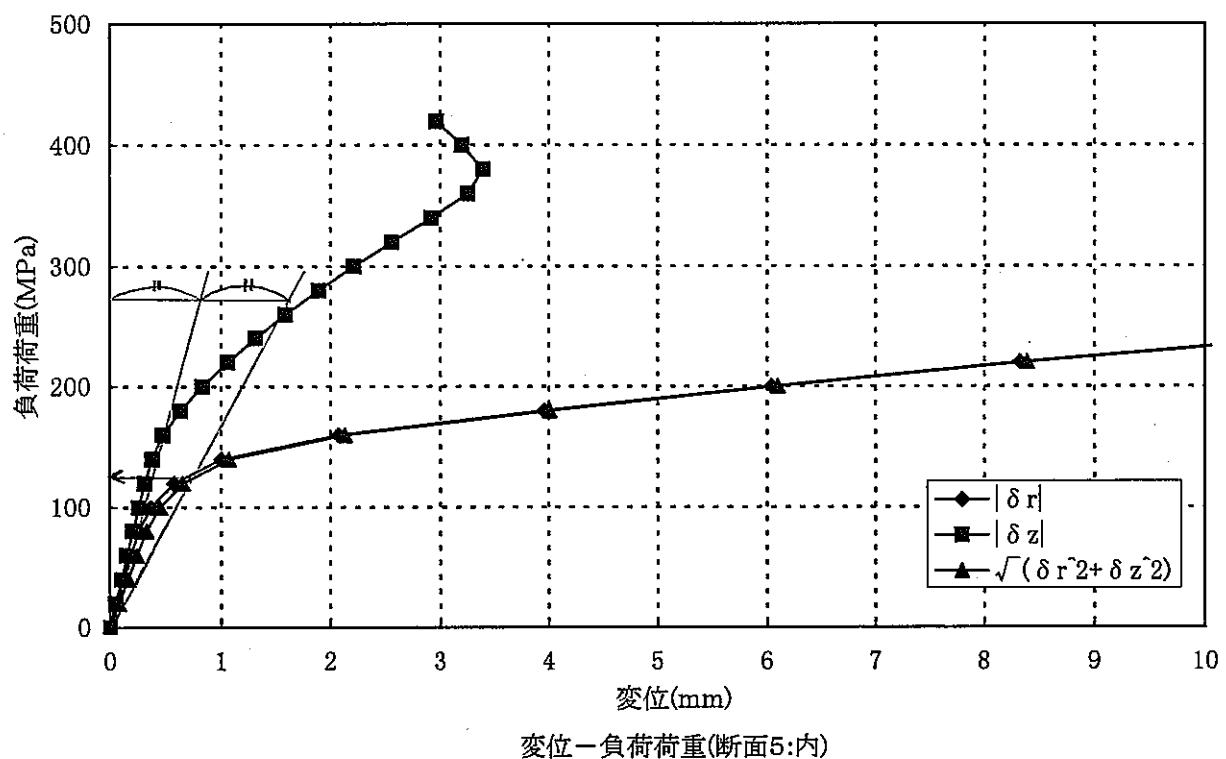
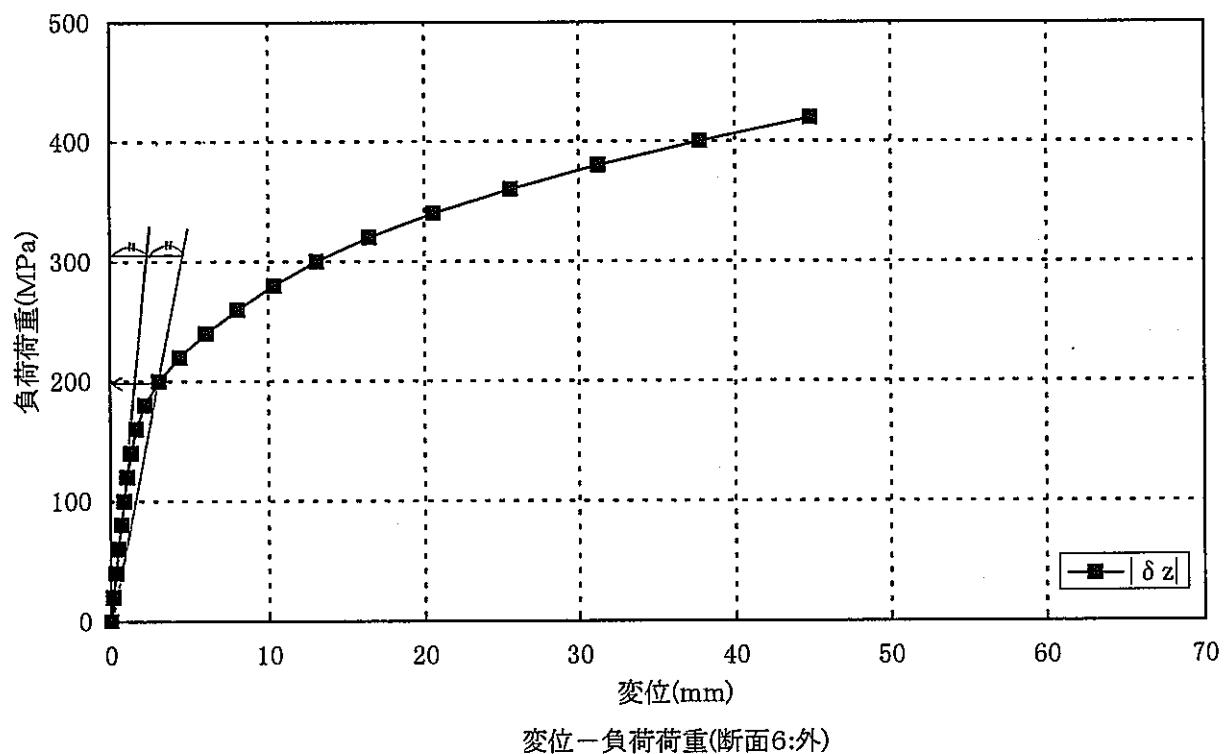


図6.1.6-8 (1/2) ケース3 変位-負荷荷重【EBW, 崩壊解析, 残留応力あり】



変位－負荷荷重(断面5:内)



変位－負荷荷重(断面6:外)

図6.1.6-8 (2/2) ケース3 変位－負荷荷重【EBW, 崩壊解析, 残留応力あり】

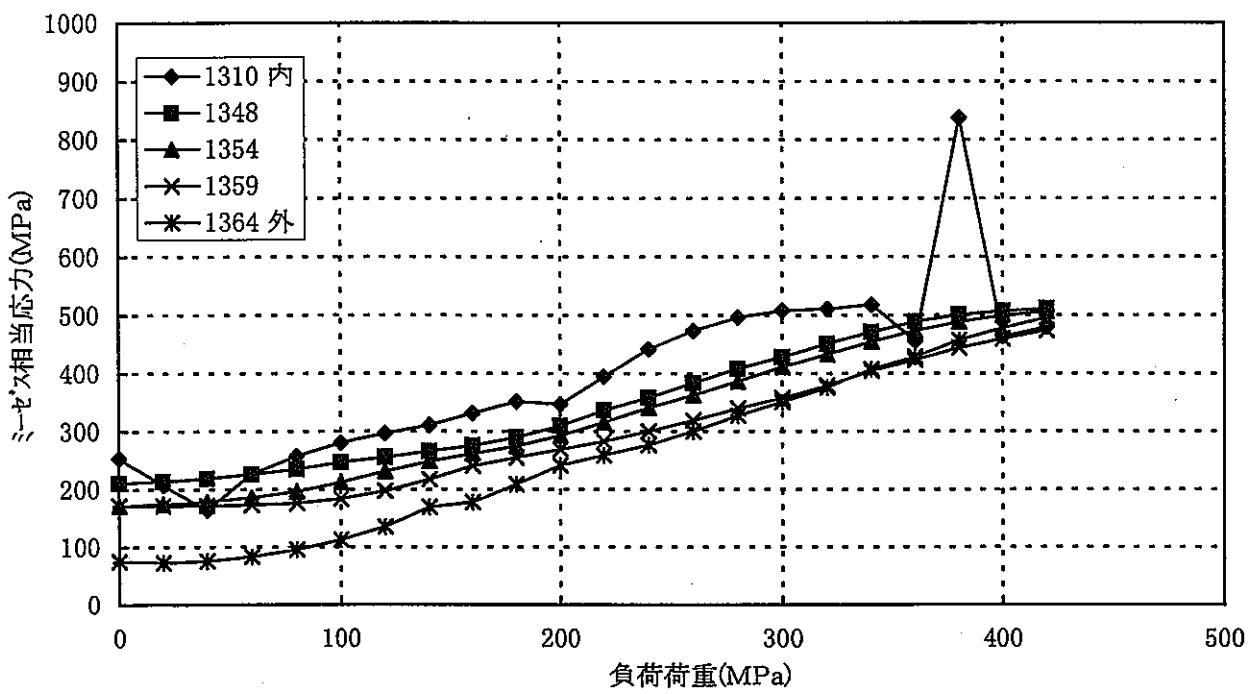


図6.1.6-9 (1/4) ケース3 応力-負荷荷重(断面1) 【EBW, 残留応力あり】

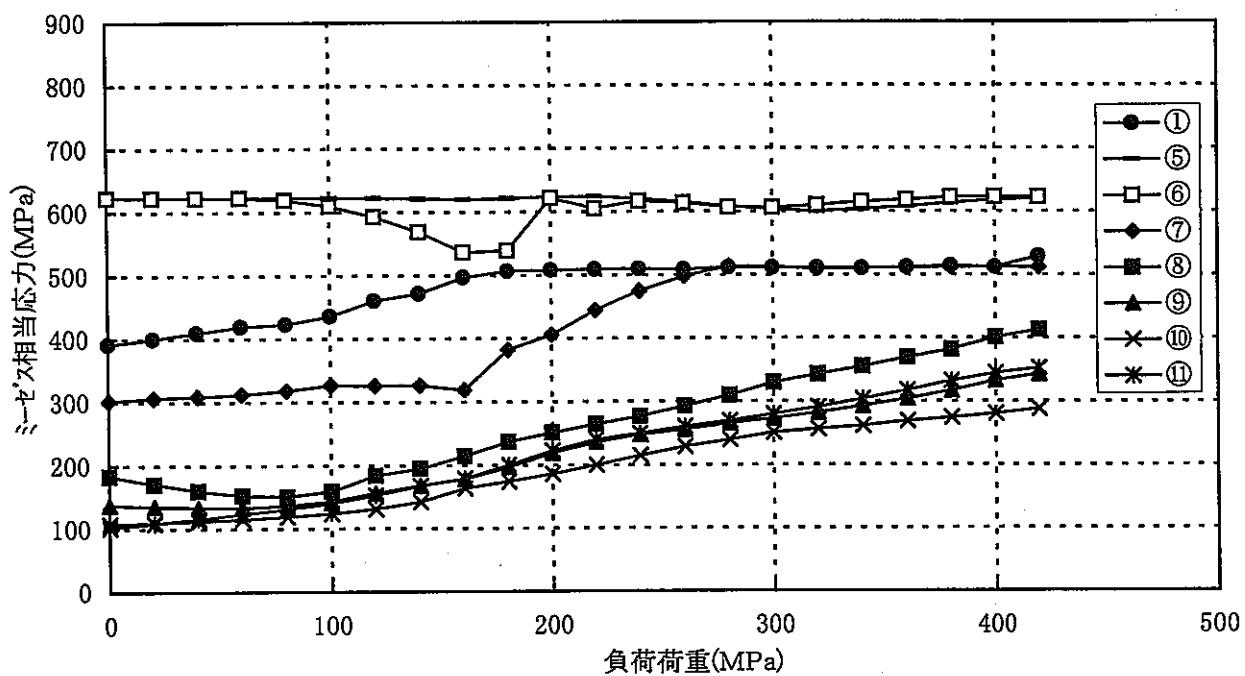


図6.1.6-9 (2/4) ケース3 応力-負荷荷重(断面2) 【EBW, 残留応力あり】

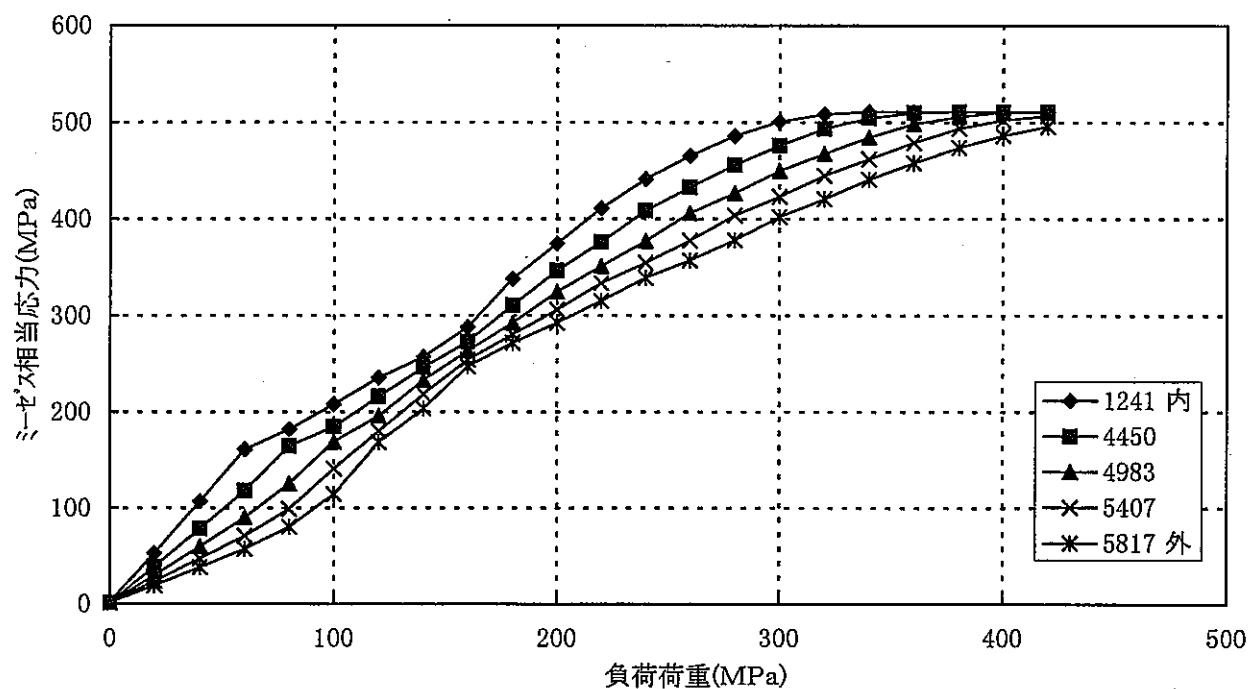


図6.1.6-9 (3/4) ケース3 応力ー負荷荷重(断面5)【EBW, 残留応力あり】

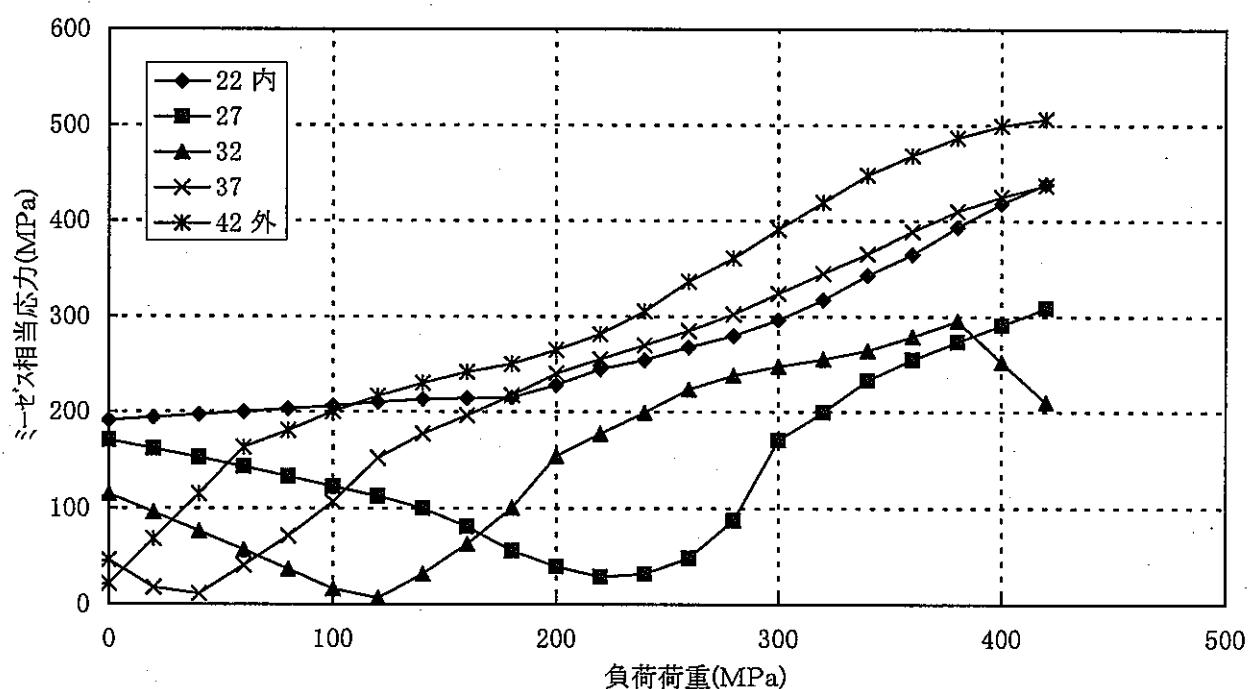


図6.1.6-9 (4/4) ケース3 応力ー負荷荷重(断面6)【EBW, 残留応力あり】

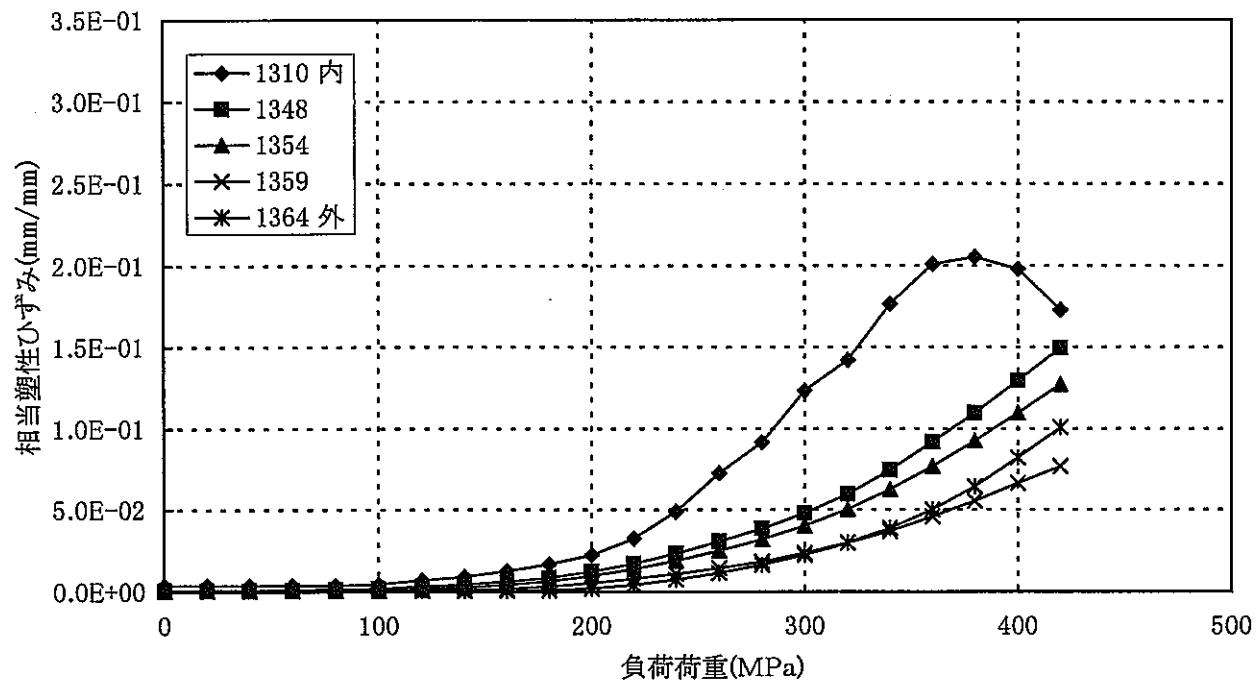


図6.1.6-10 (1/4) ケース3 相当塑性ひずみー負荷荷重（断面1）【EBW, 残留応力あり】

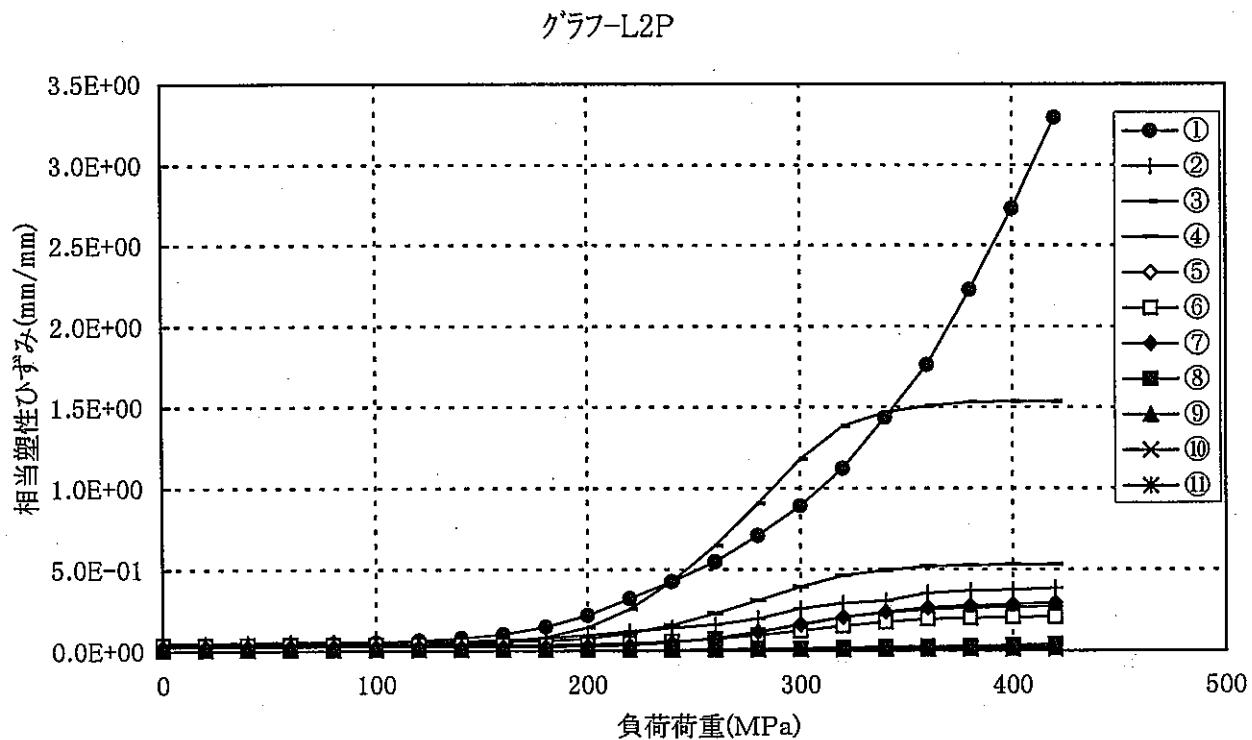


図6.1.6-10 (2/4) ケース3 相当塑性ひずみー負荷荷重（断面2）【EBW, 残留応力あり】

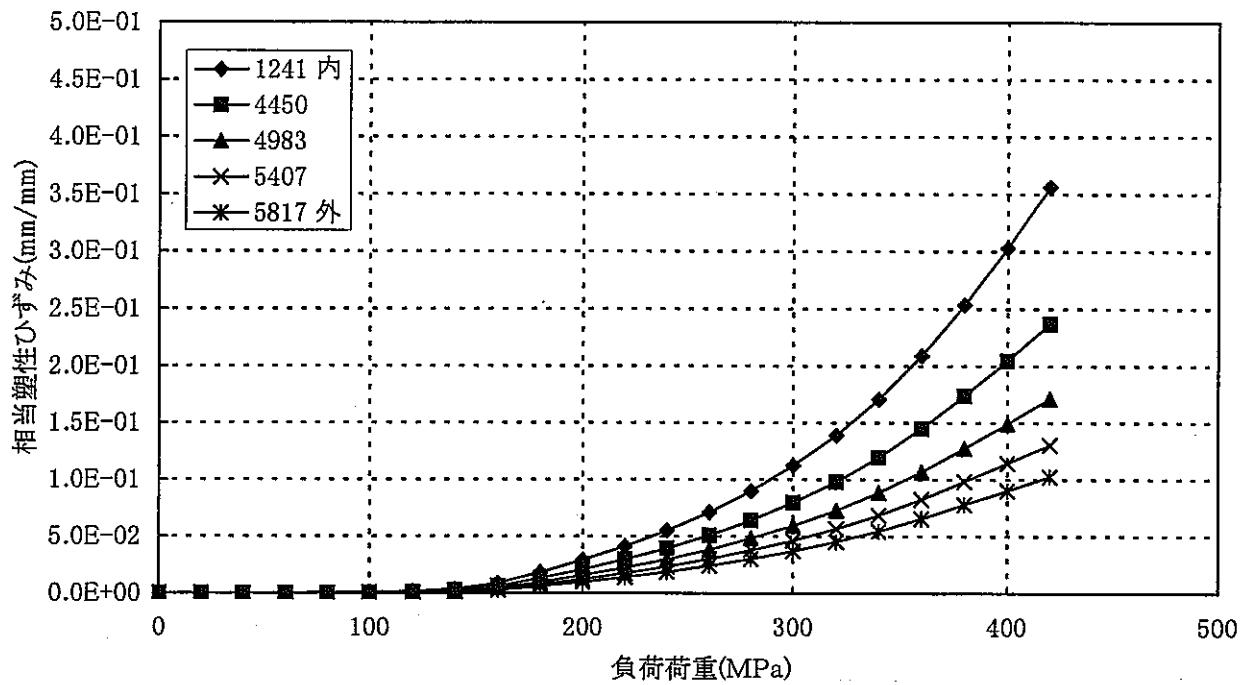


図6.1.6-10 (3/4) ケース3 相当塑性ひずみー負荷荷重(断面5) 【EBW, 残留応力あり】

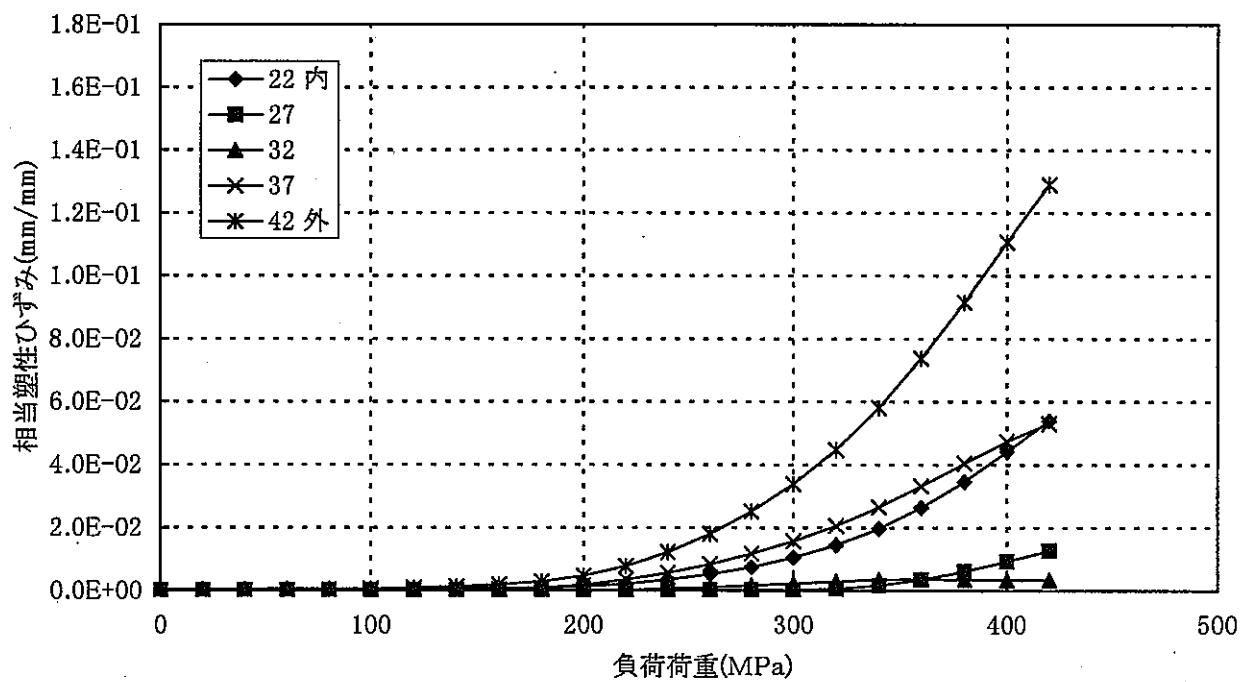


図6.1.6-10 (4/4) ケース3 相当塑性ひずみー負荷荷重(断面6) 【EBW, 残留応力あり】

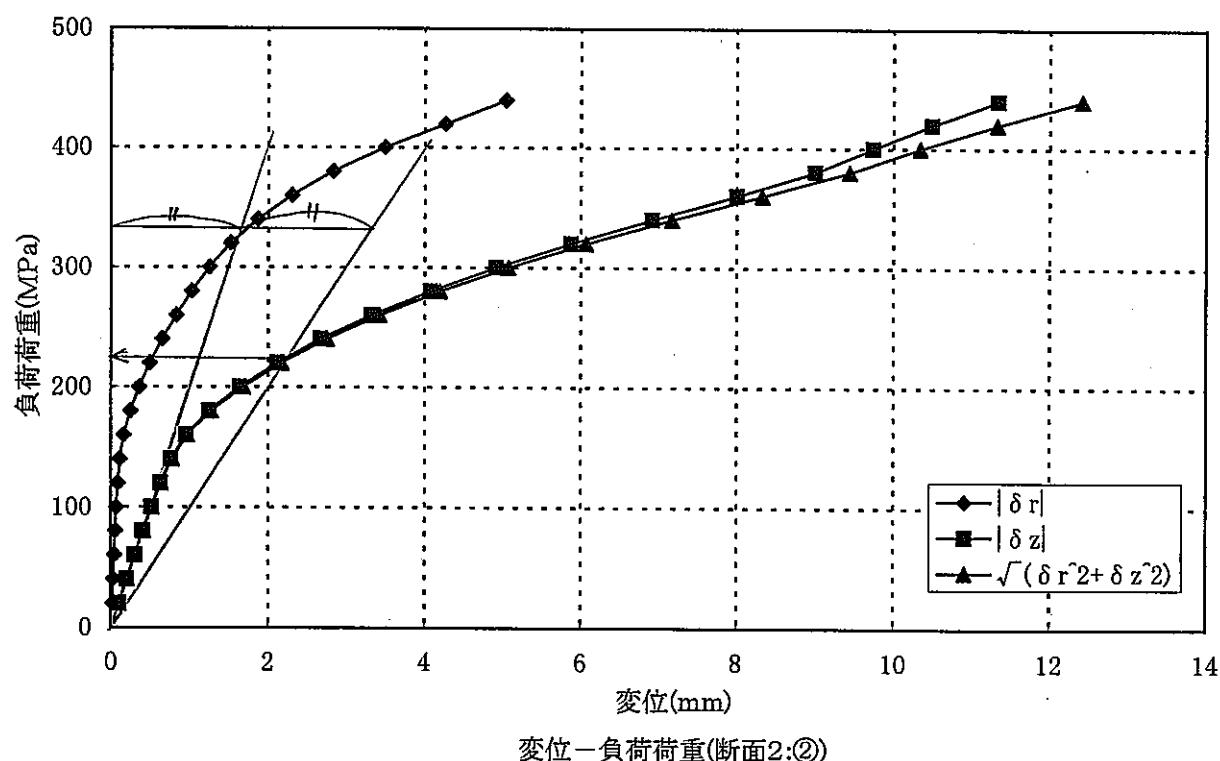
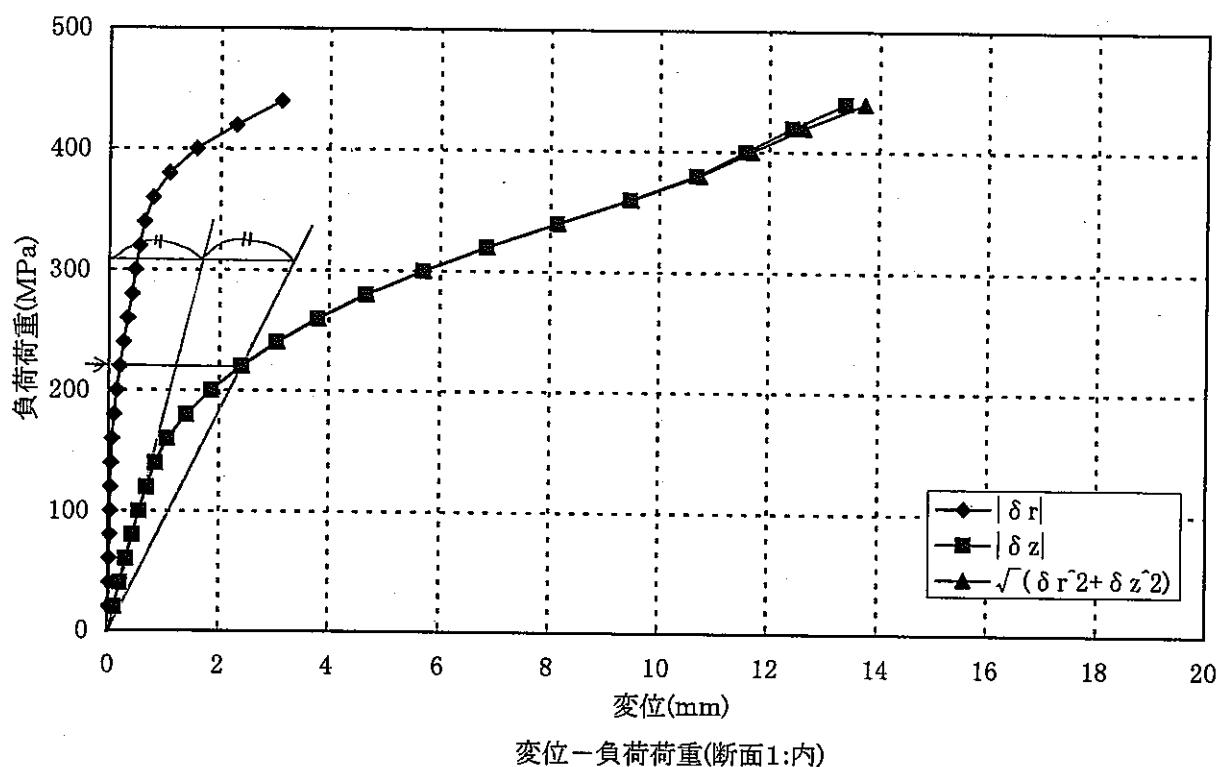


図6.1.6-11 (1/2) ケース6 変位-負荷荷重【TIG, 崩壊解析, 残留応力なし】

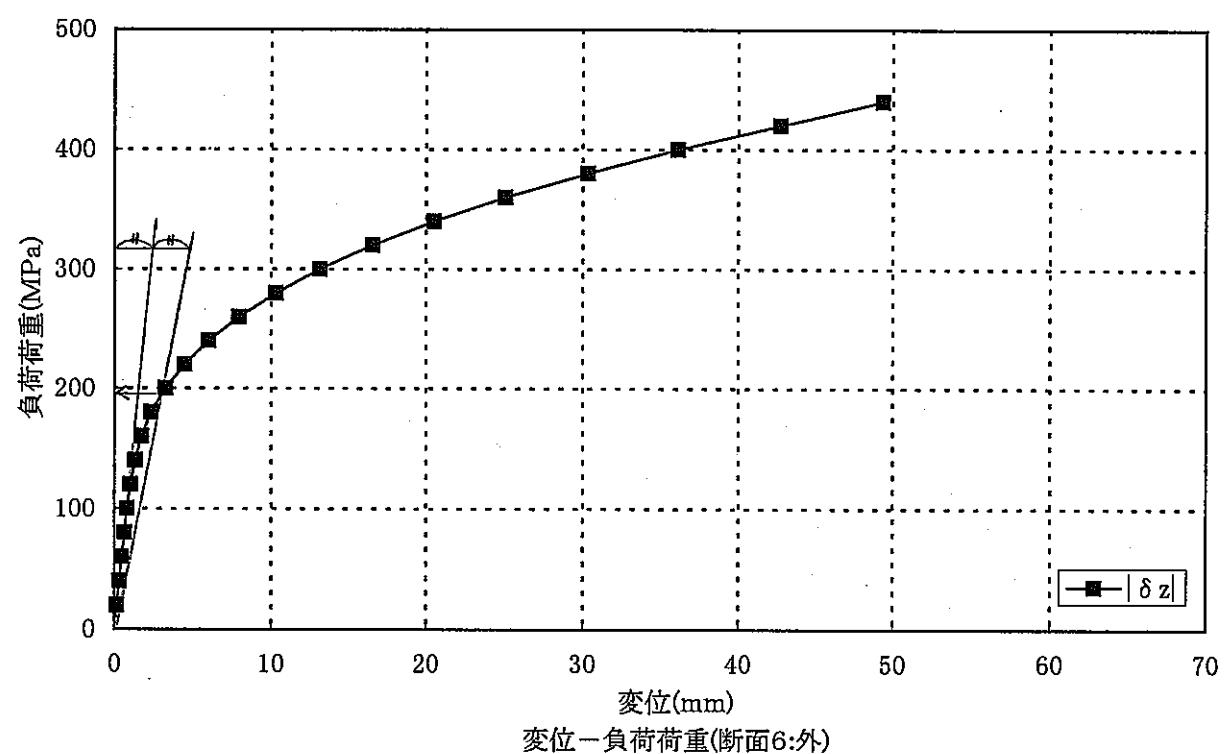
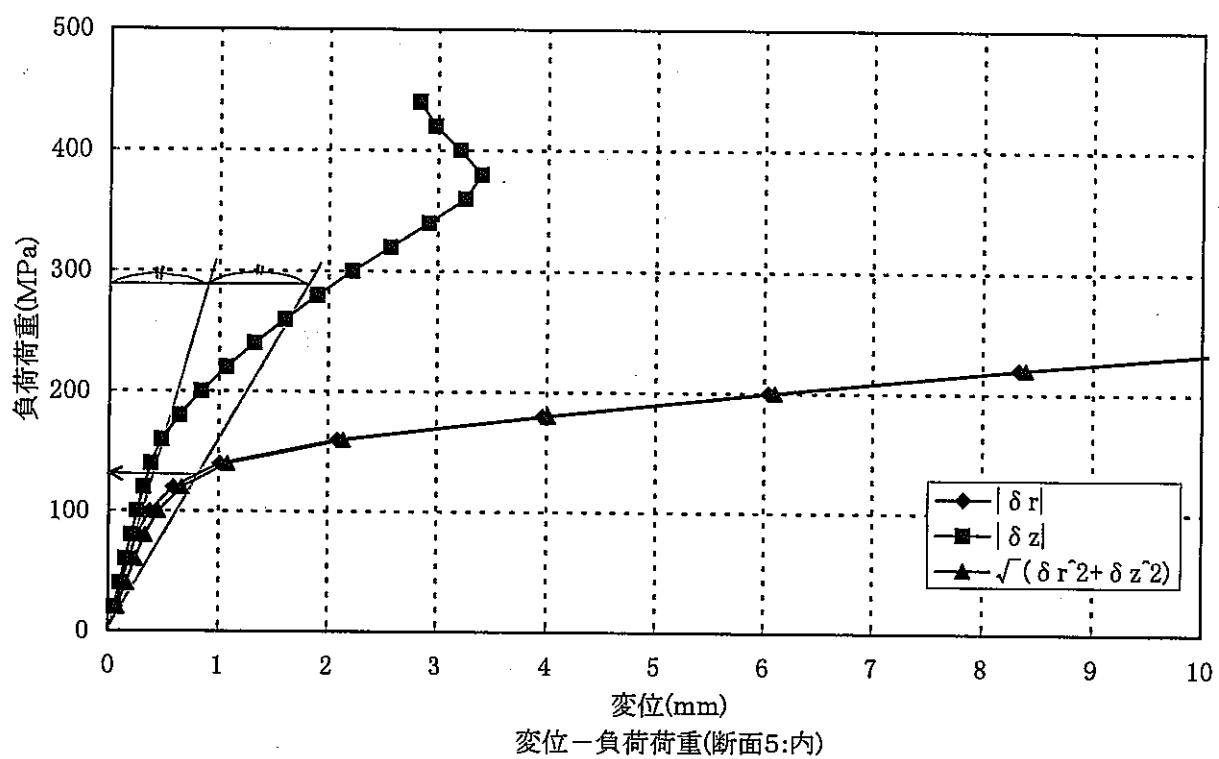


図6.1.6-11 (2/2) ケース6 変位-負荷荷重【TIG, 崩壊解析, 残留応力なし】

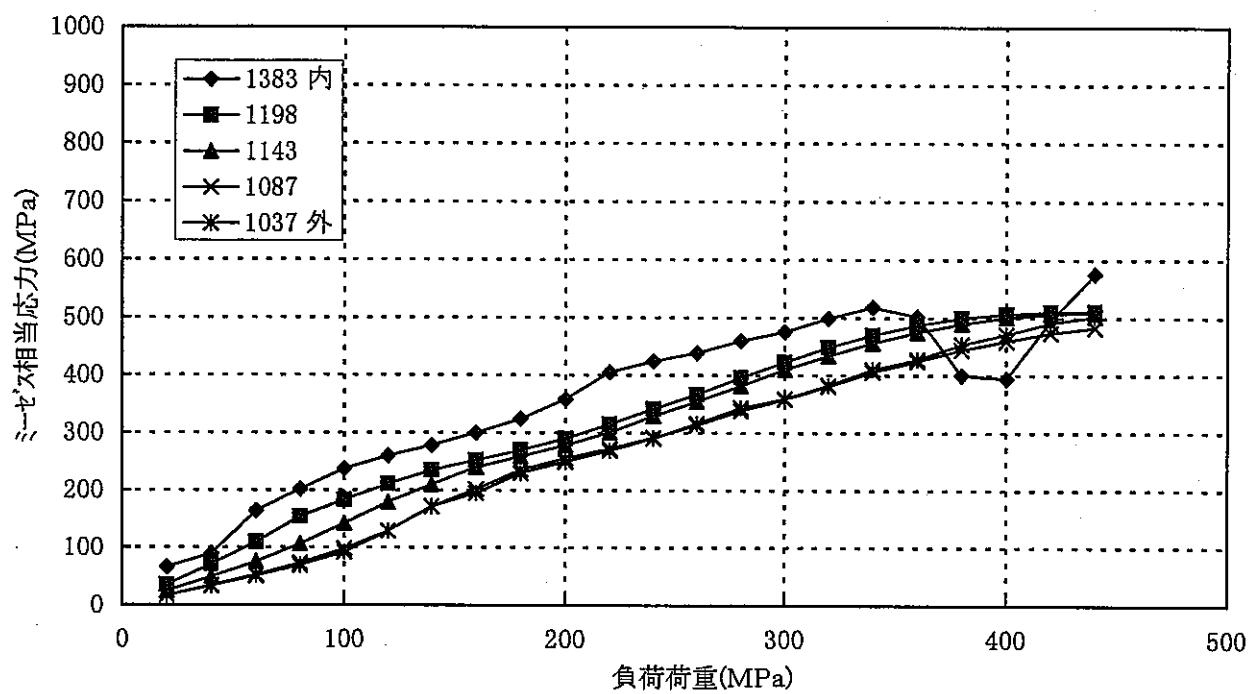


図6.1.6-12 (1/4) ケース 6 応力一負荷荷重 (断面 1) 【TIG, 残留応力なし】

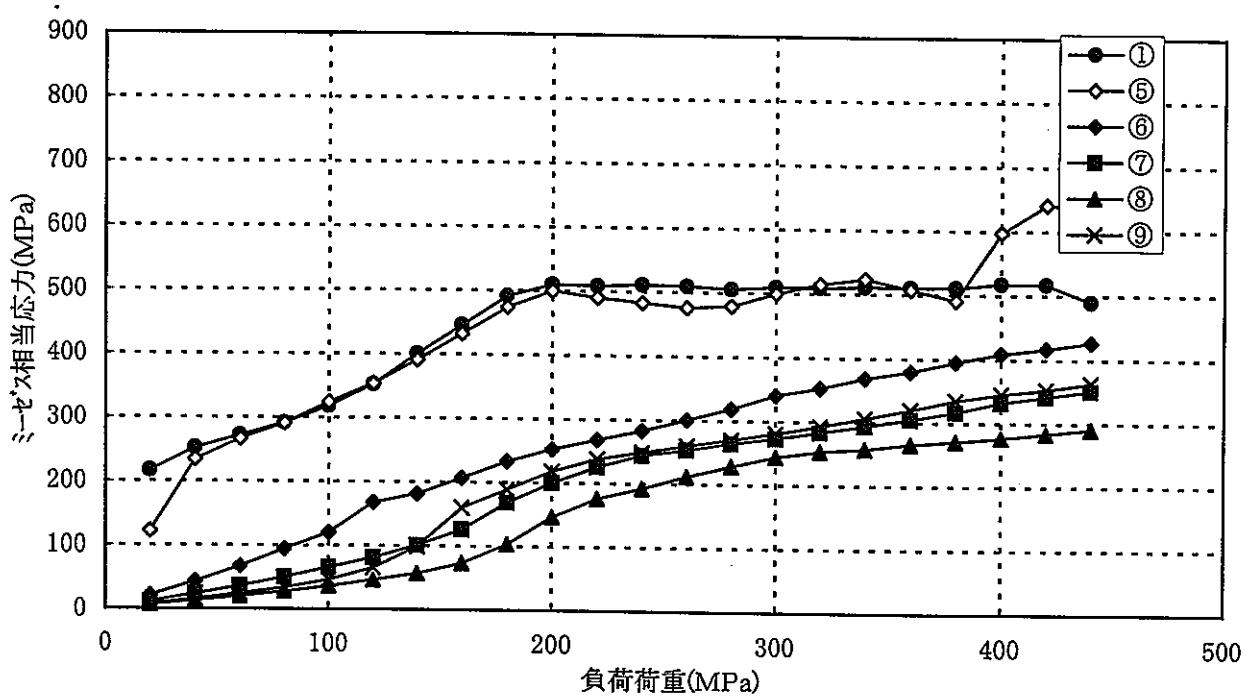


図6.1.6-12 (2/4) ケース 6 応力一負荷荷重 (断面 2) 【TIG, 残留応力なし】

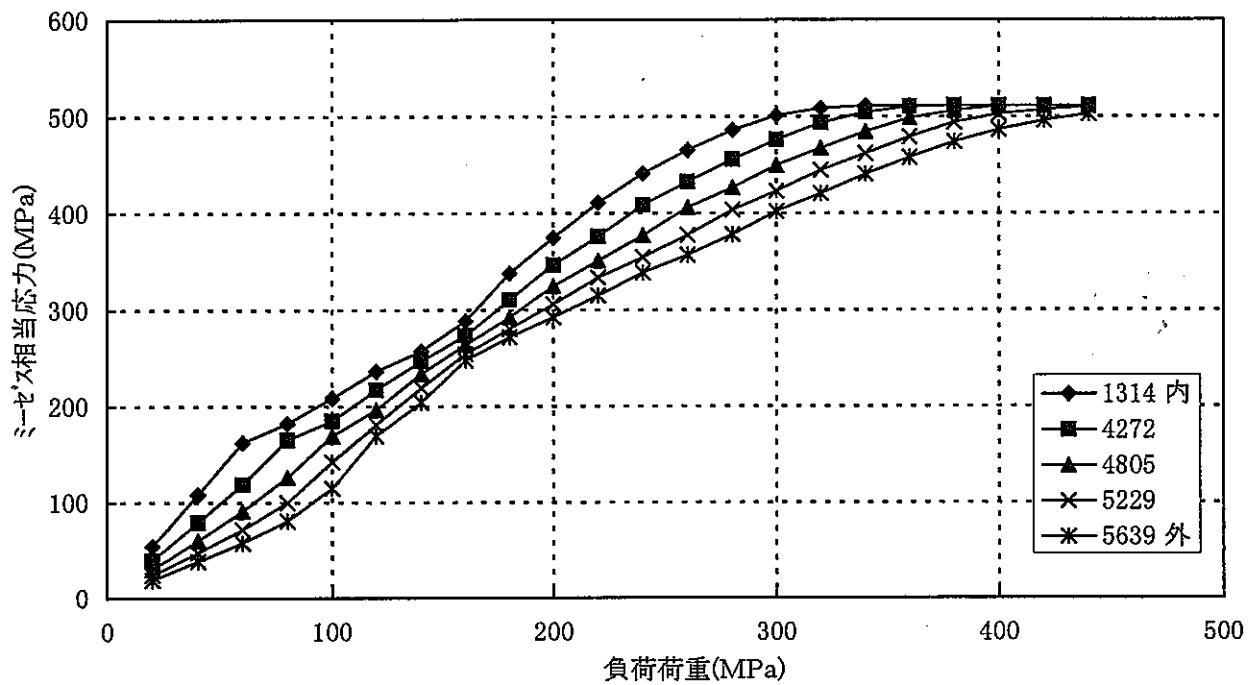


図6.1.6-12 (3/4) ケース 6 応力-負荷荷重 (断面 5) 【TIG, 残留応力なし】

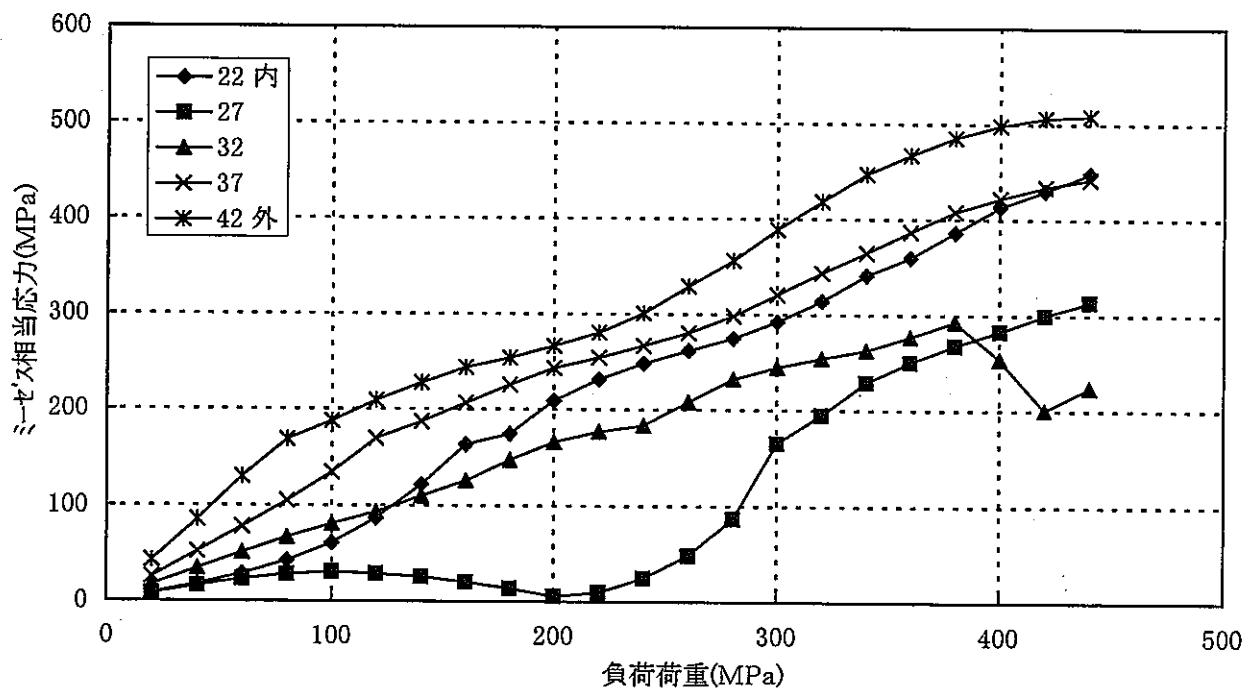


図6.1.6-12 (4/4) ケース 6 応力-負荷荷重 (断面 6) 【TIG, 残留応力なし】

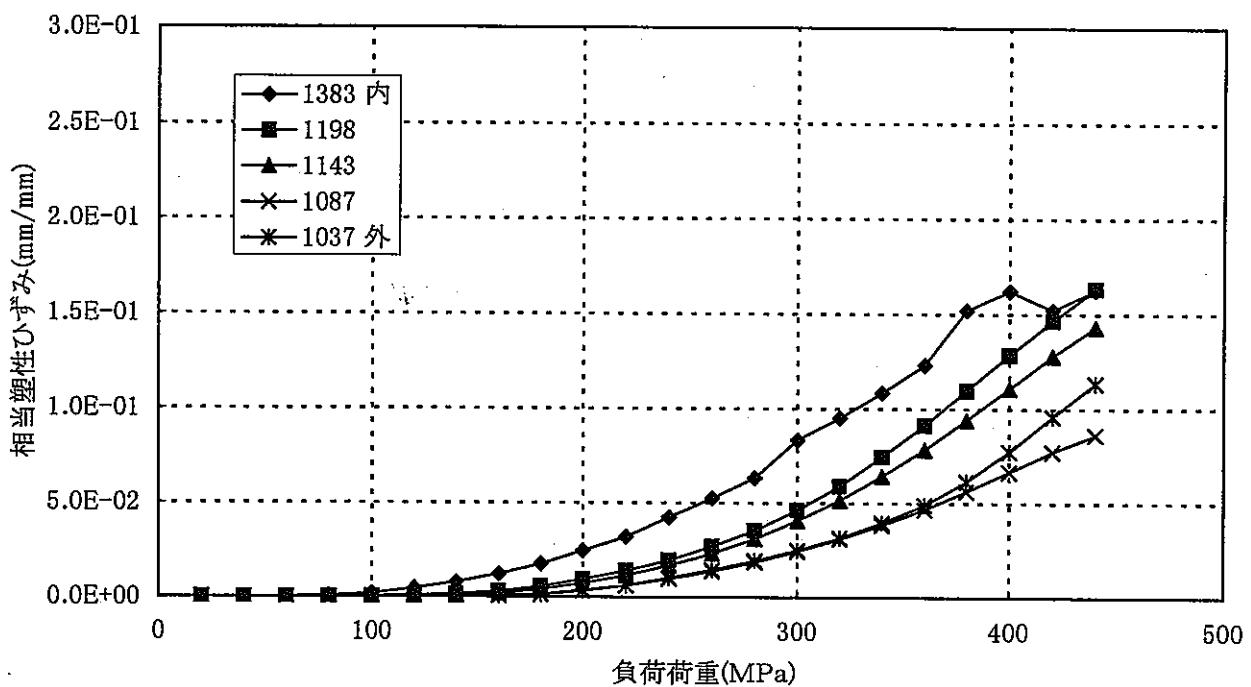


図6.1.6-13 (1/4) ケース 6 相当塑性ひずみー負荷荷重 (断面 1) 【TIG, 残留応力なし】

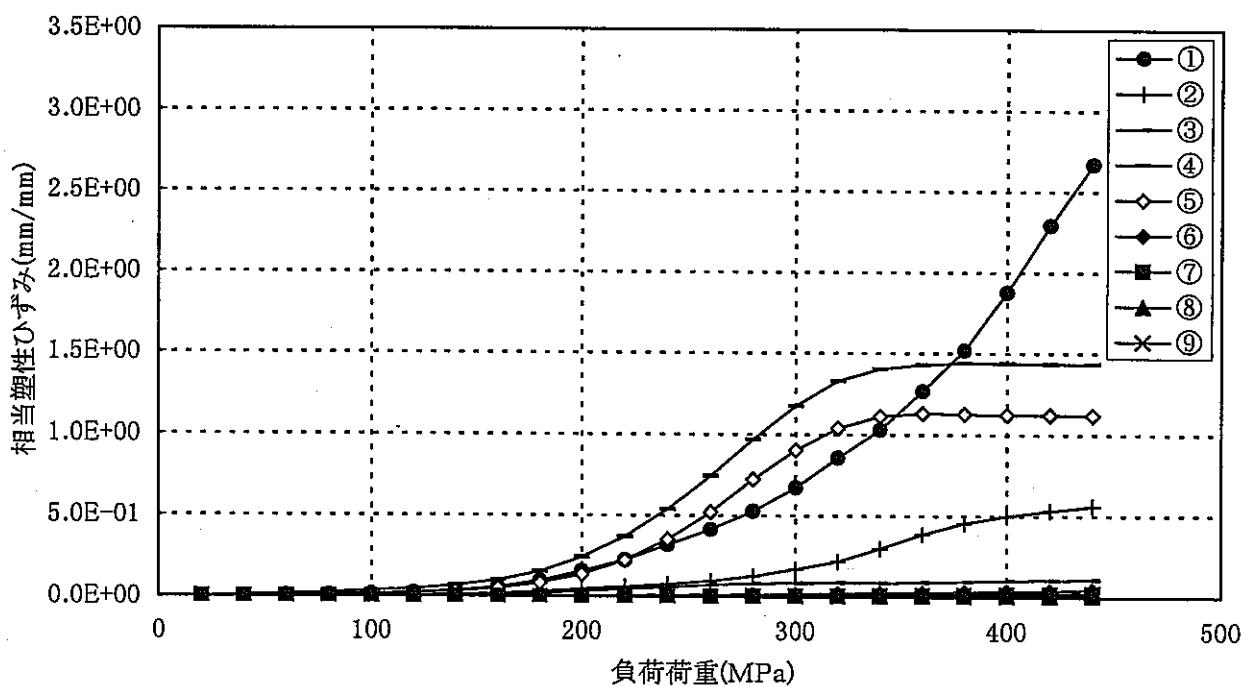


図6.1.6-13 (2/4) ケース 6 相当塑性ひずみー負荷荷重 (断面 2) 【TIG, 残留応力なし】

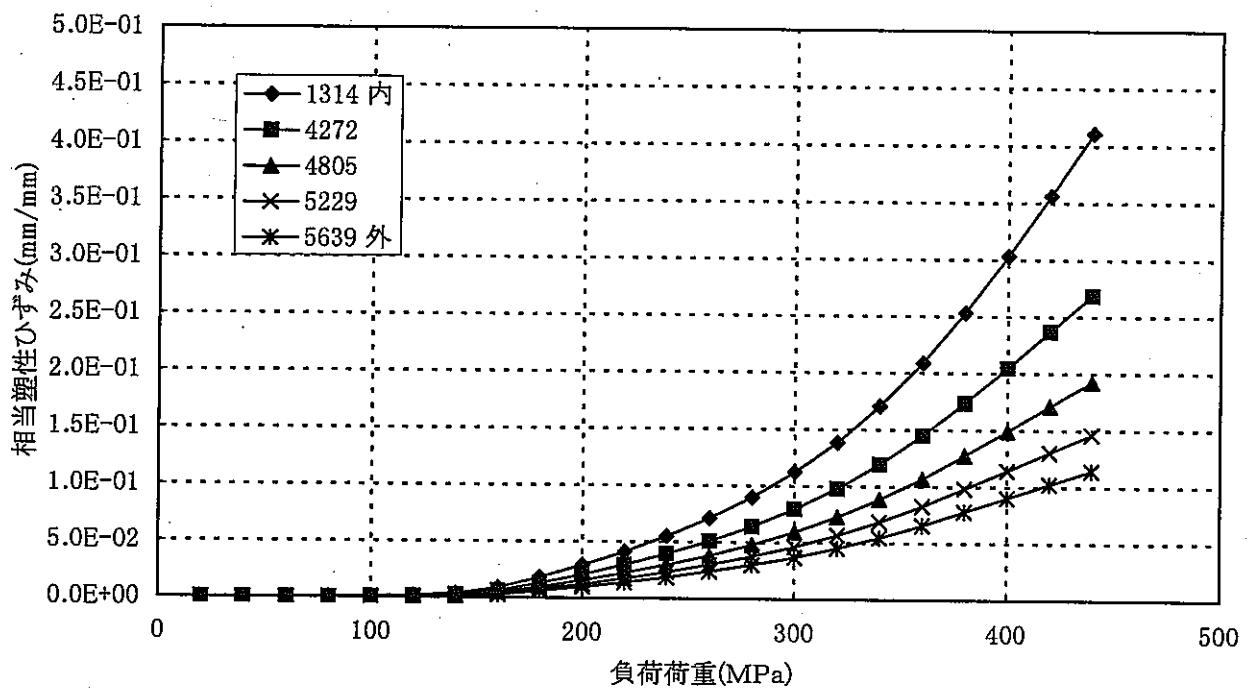


図6.1.6-13 (3/4) ケース 6 相当塑性ひずみー負荷荷重 (断面 5) 【TIG, 残留応力なし】

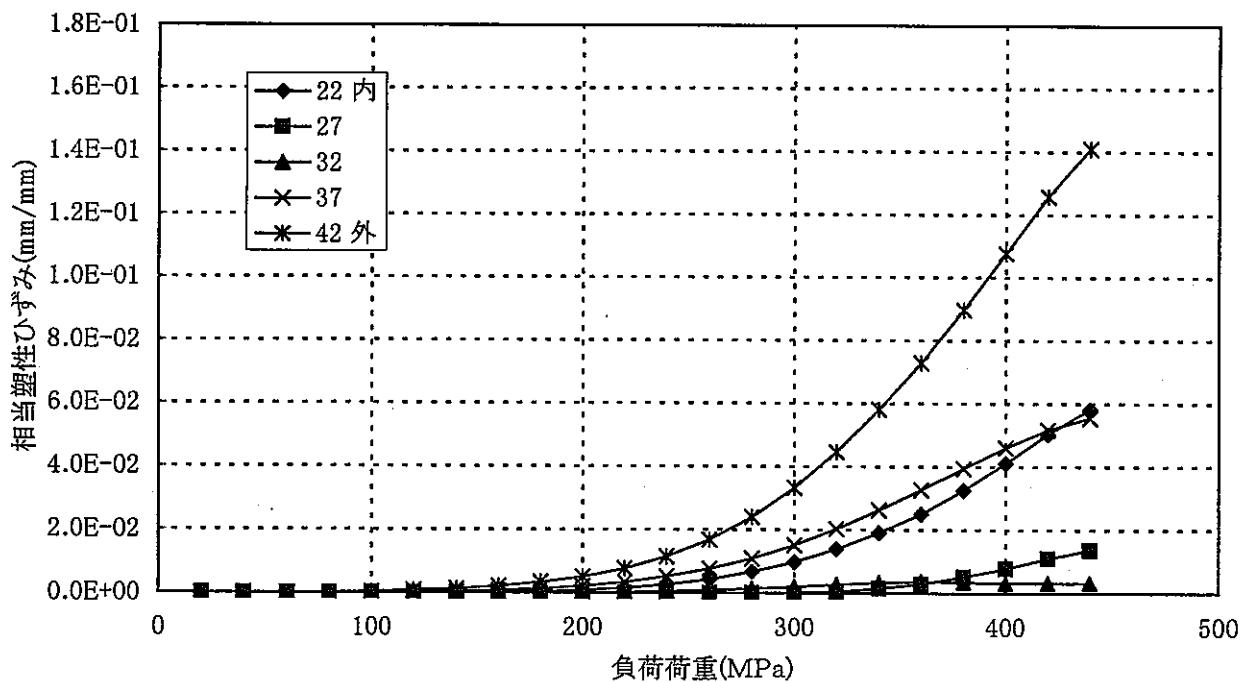


図6.1.6-13 (4/4) ケース 6 相当塑性ひずみー負荷荷重 (断面 6) 【TIG, 残留応力なし】

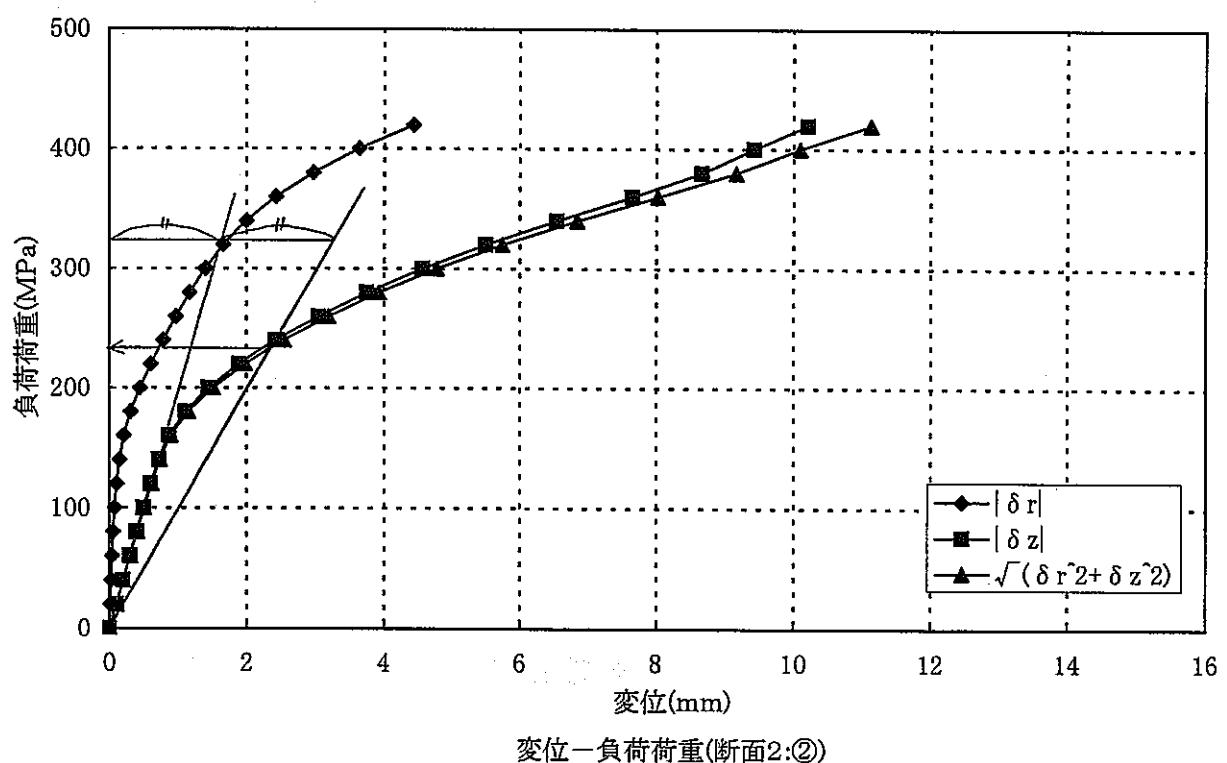
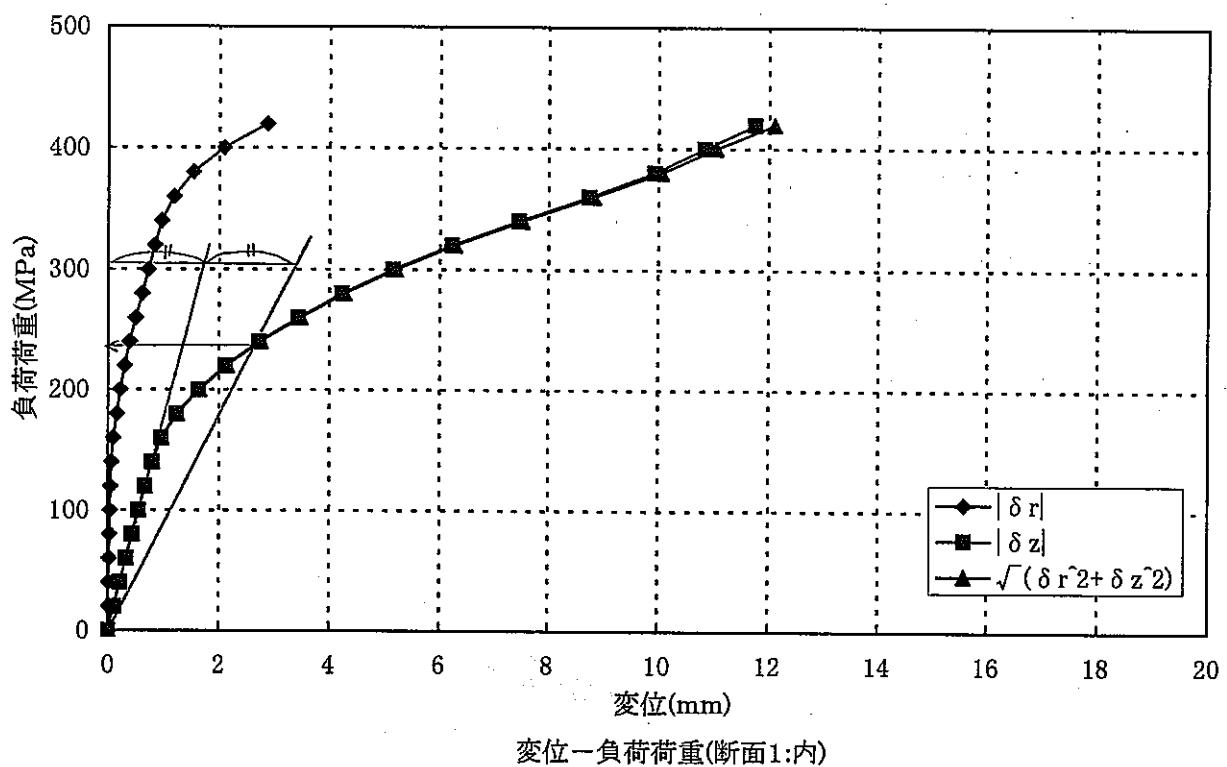


図6.1.6-14 (1/2) ケース7 変位-負荷荷重【TIG, 崩壊解析, 残留応力あり】

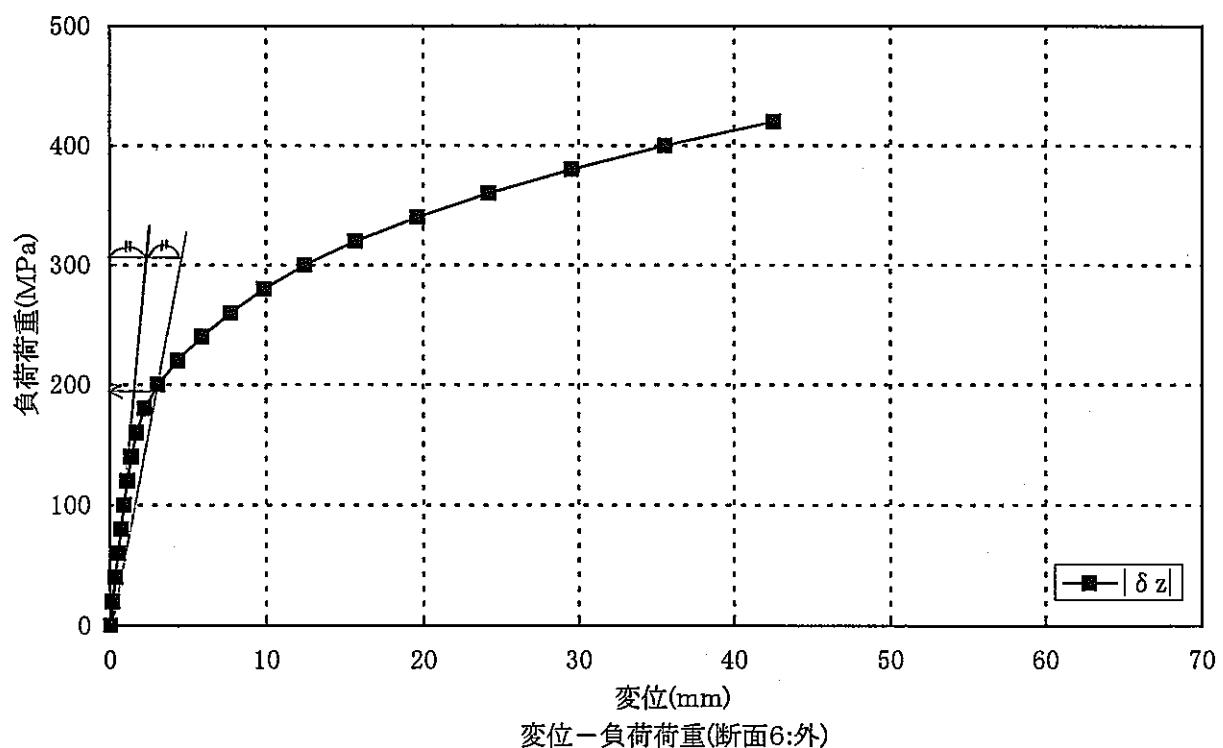
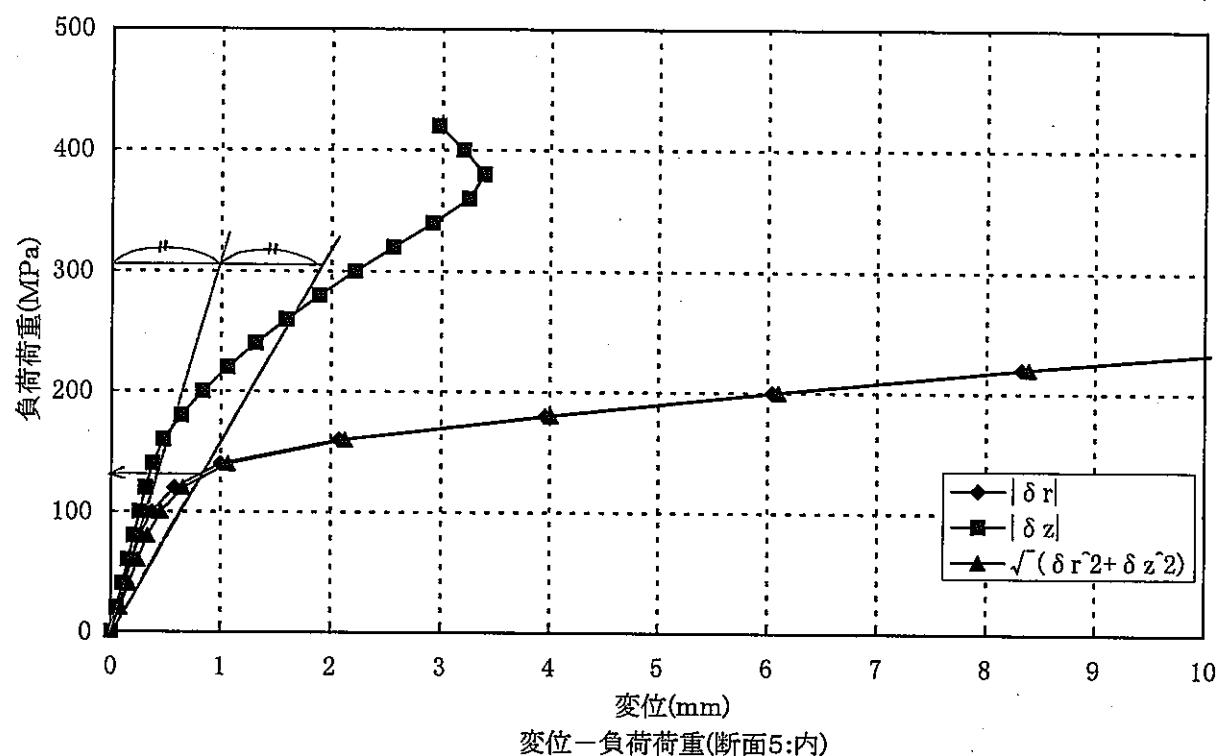


図6.1.6-14 (2/2) ケース7 変位-負荷荷重【TIG, 崩壊解析, 残留応力あり】

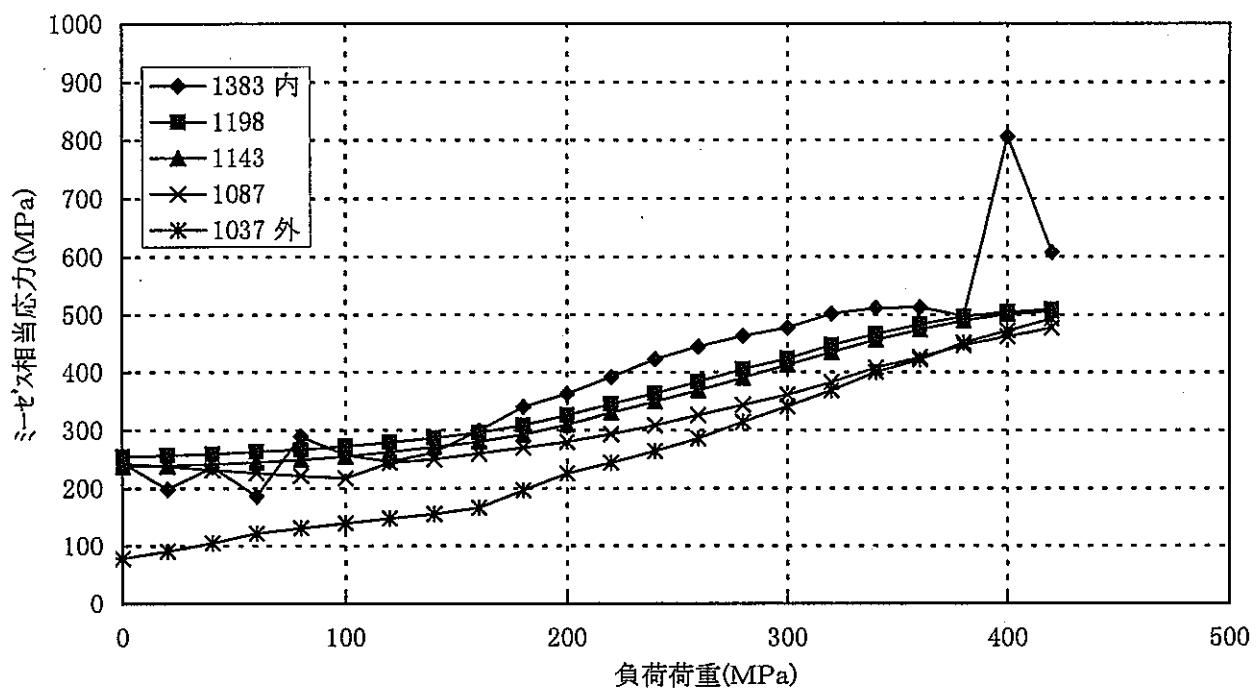


図6.1.6-15 (1/4) ケース7 応力一負荷荷重 (断面1) 【TIG, 残留応力あり】

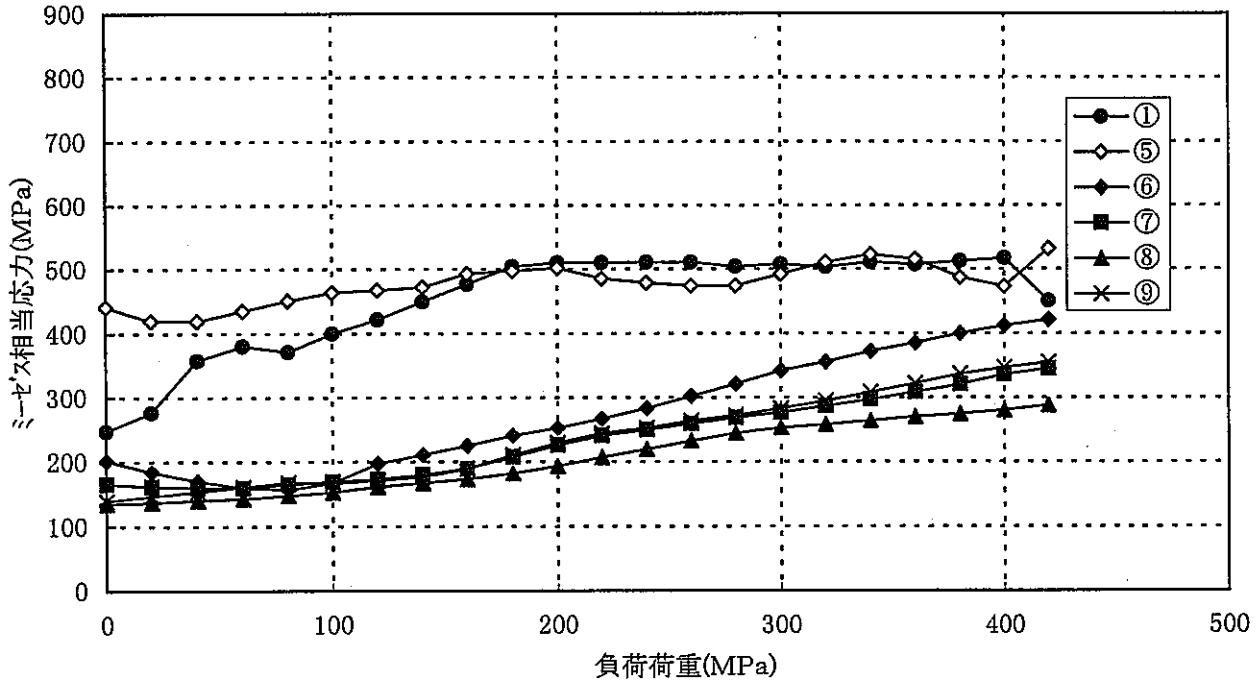


図6.1.6-15 (2/4) ケース7 応力一負荷荷重 (断面2) 【TIG, 残留応力あり】

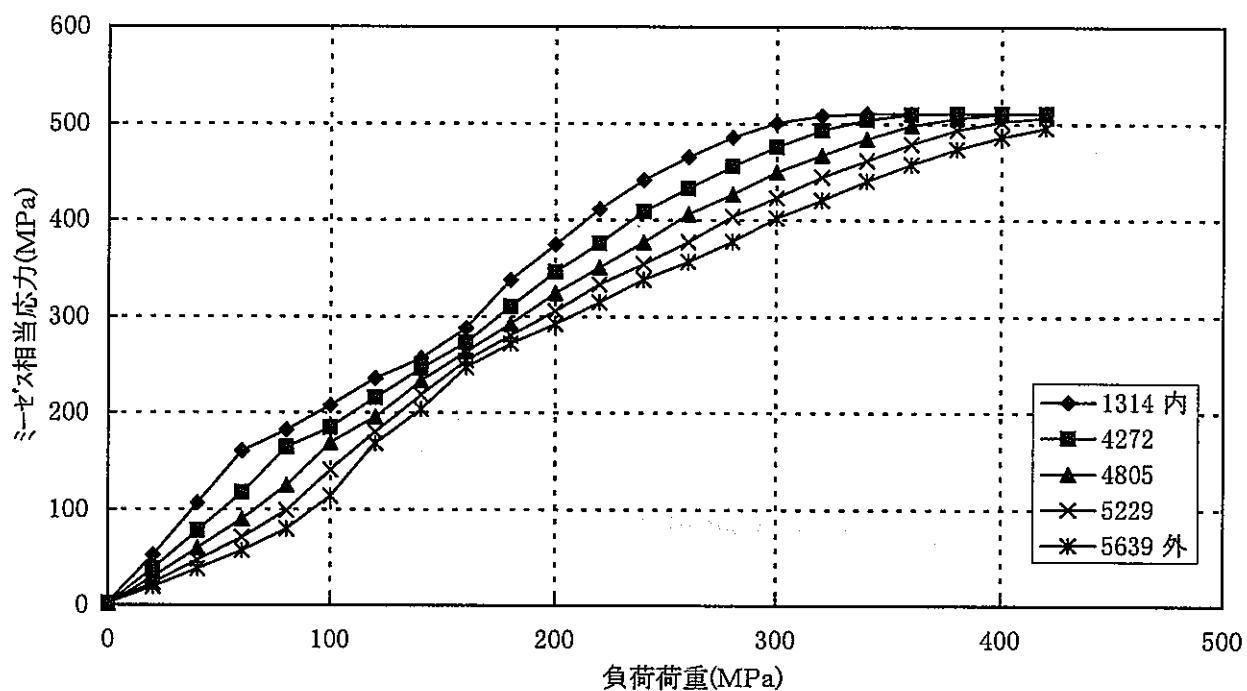


図6.1.6-15 (3/4) ケース7 応力ー負荷荷重(断面5) 【TIG, 残留応力あり】

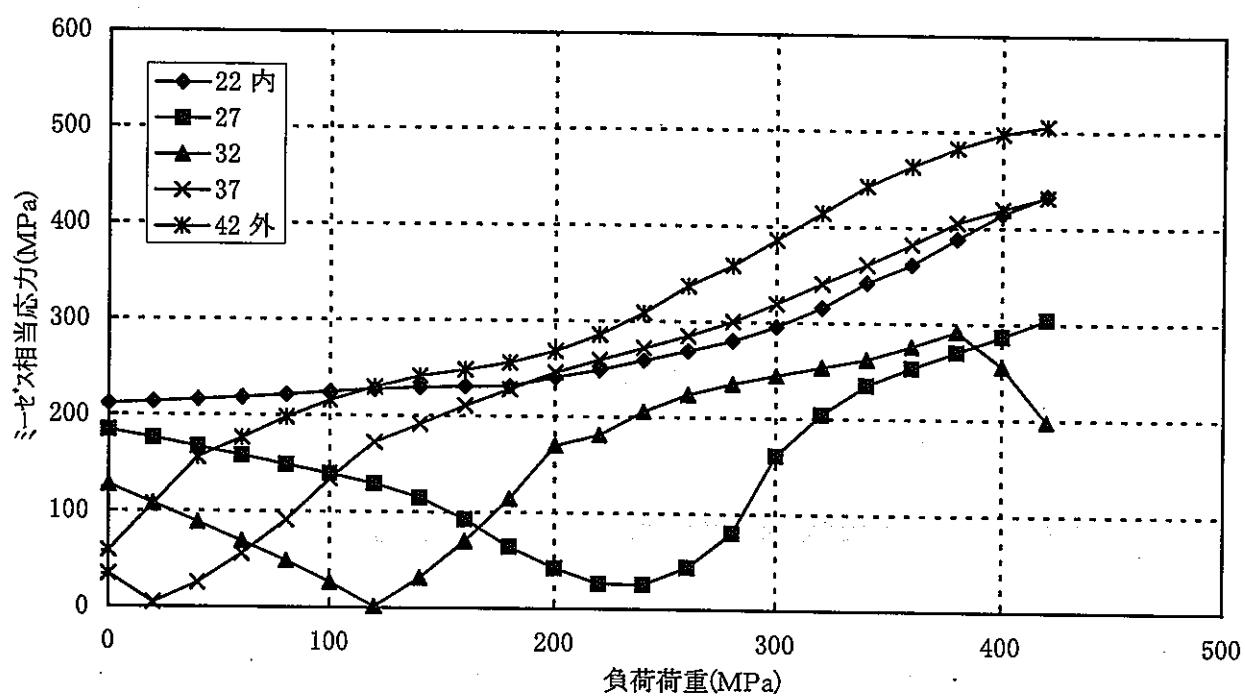


図6.1.6-15 (4/4) ケース7 応力ー負荷荷重(断面6) 【TIG, 残留応力あり】

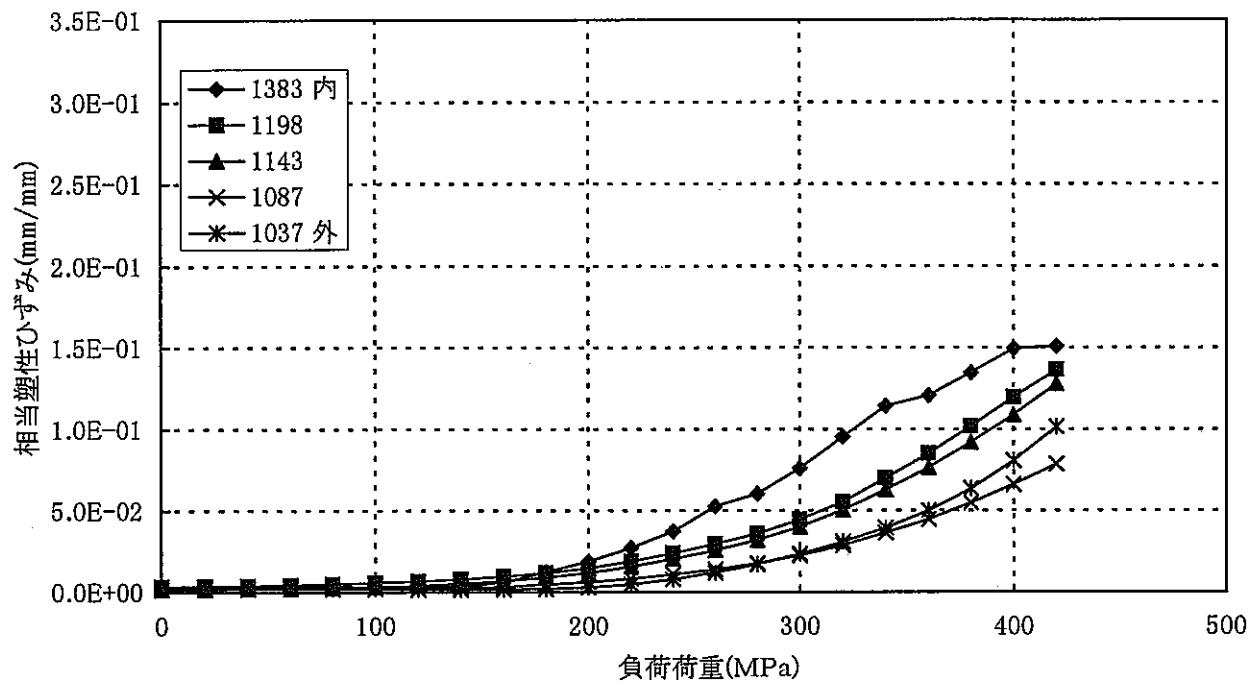


図6.1.6-16 (1/4) ケース7 相当塑性ひずみー負荷荷重（断面1）【TIG, 残留応力あり】

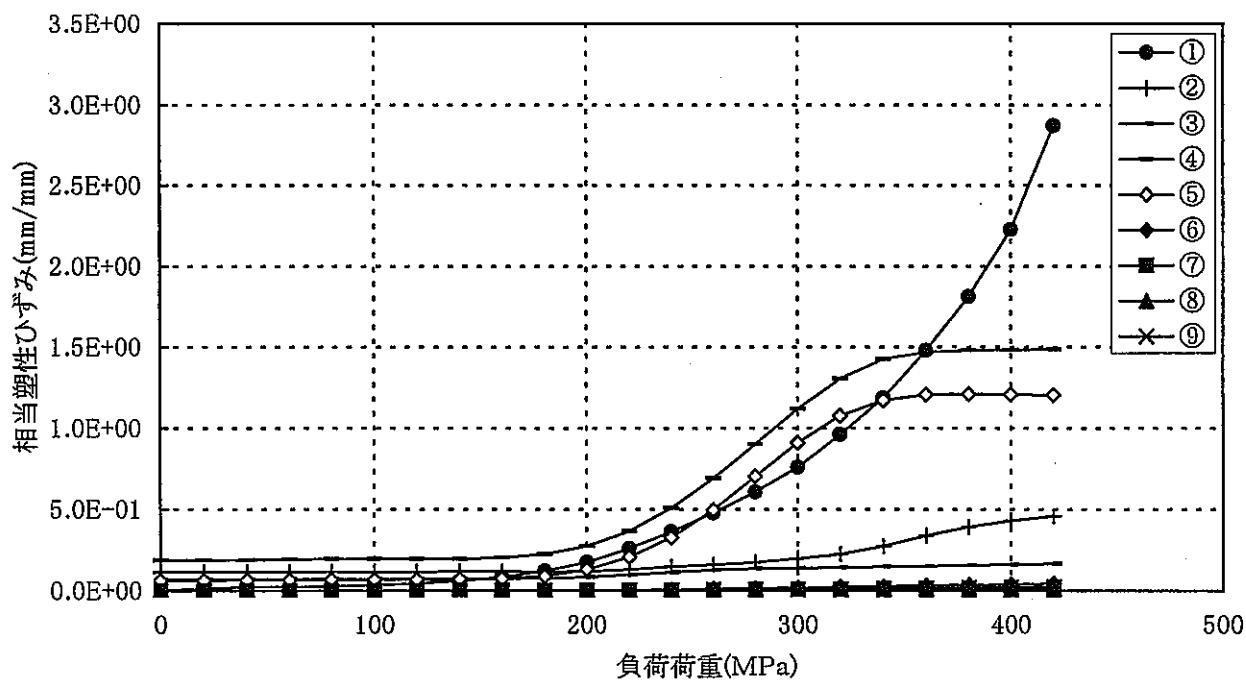
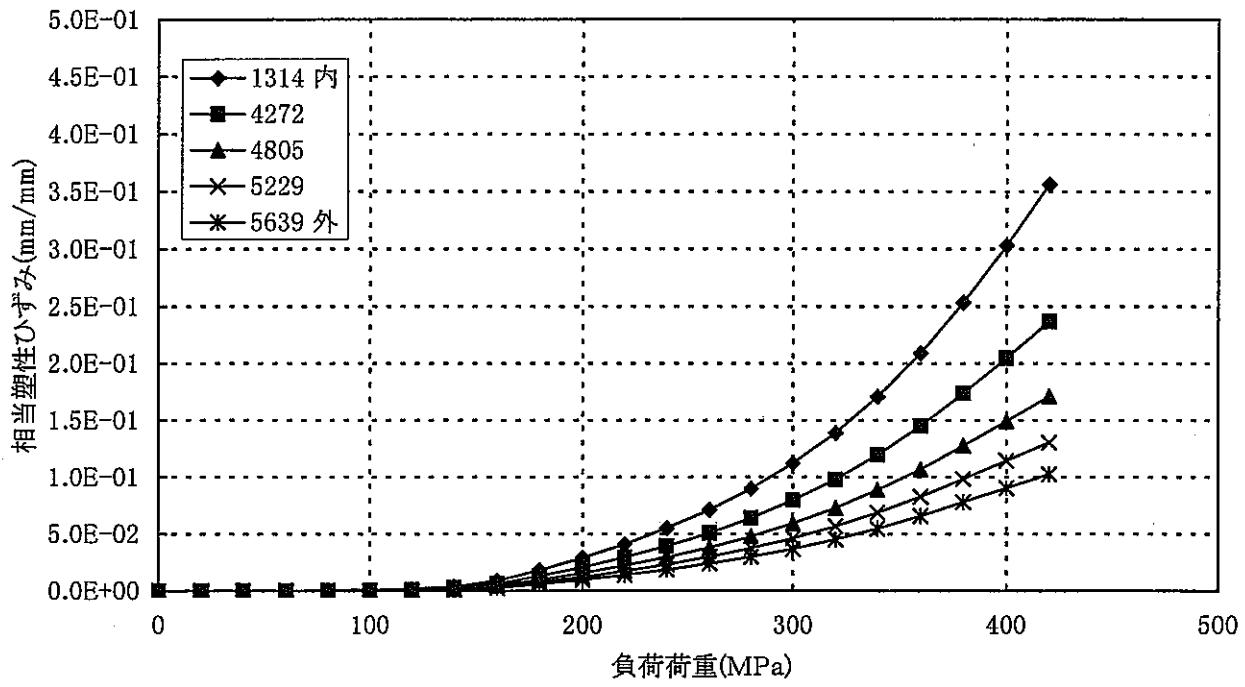
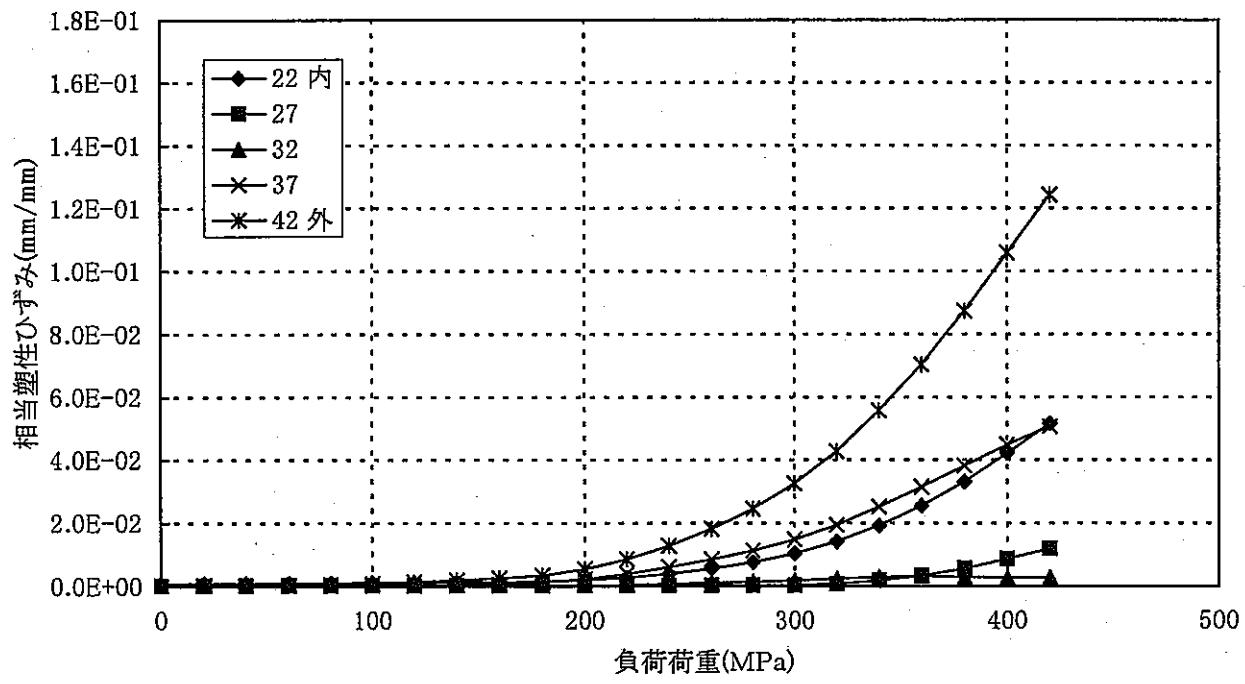


図6.1.6-16 (2/4) ケース7 相当塑性ひずみー負荷荷重（断面2）【TIG, 残留応力あり】



ケース7相当塑性ひずみー負荷荷重(断面5)【TIG, 残留応力あり】

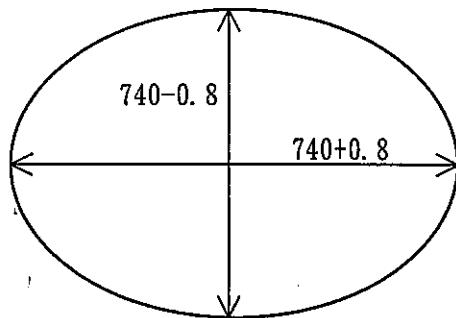
図6.1.6-16 (3/4) ケース7 相当塑性ひずみー負荷荷重(断面5)【TIG, 残留応力あり】



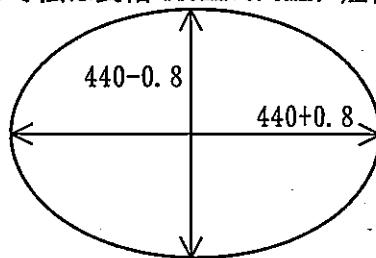
ケース7相当塑性ひずみー負荷荷重(断面6)【TIG, 残留応力あり】

図6.1.6-16 (4/4) ケース7 相当塑性ひずみー負荷荷重(断面6)【TIG, 残留応力あり】

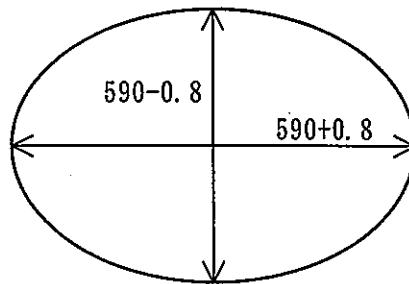
- ① 外径 : 外径は外圧荷重の受圧面となるため、最も大きな荷重を受けるよう長軸
 $740\text{mm}+0.8\text{mm}$ 、短軸 $740\text{mm}-0.8\text{mm}$ の橢円とする。



- ② 内径 : 上記の橢円形のオーバーパックが外圧を受けると長軸の頂点付近で最も大きな応力が生じて崩壊に至ると考えられる。このとき、当該部の板厚は小さいほど保守的となるため、内径も外径と同じ方向に長軸、短軸を持つ橢円形とし、その寸法は長軸 $440\text{mm}+0.8\text{mm}$ 、短軸 $440\text{mm}-0.8\text{mm}$ とする。

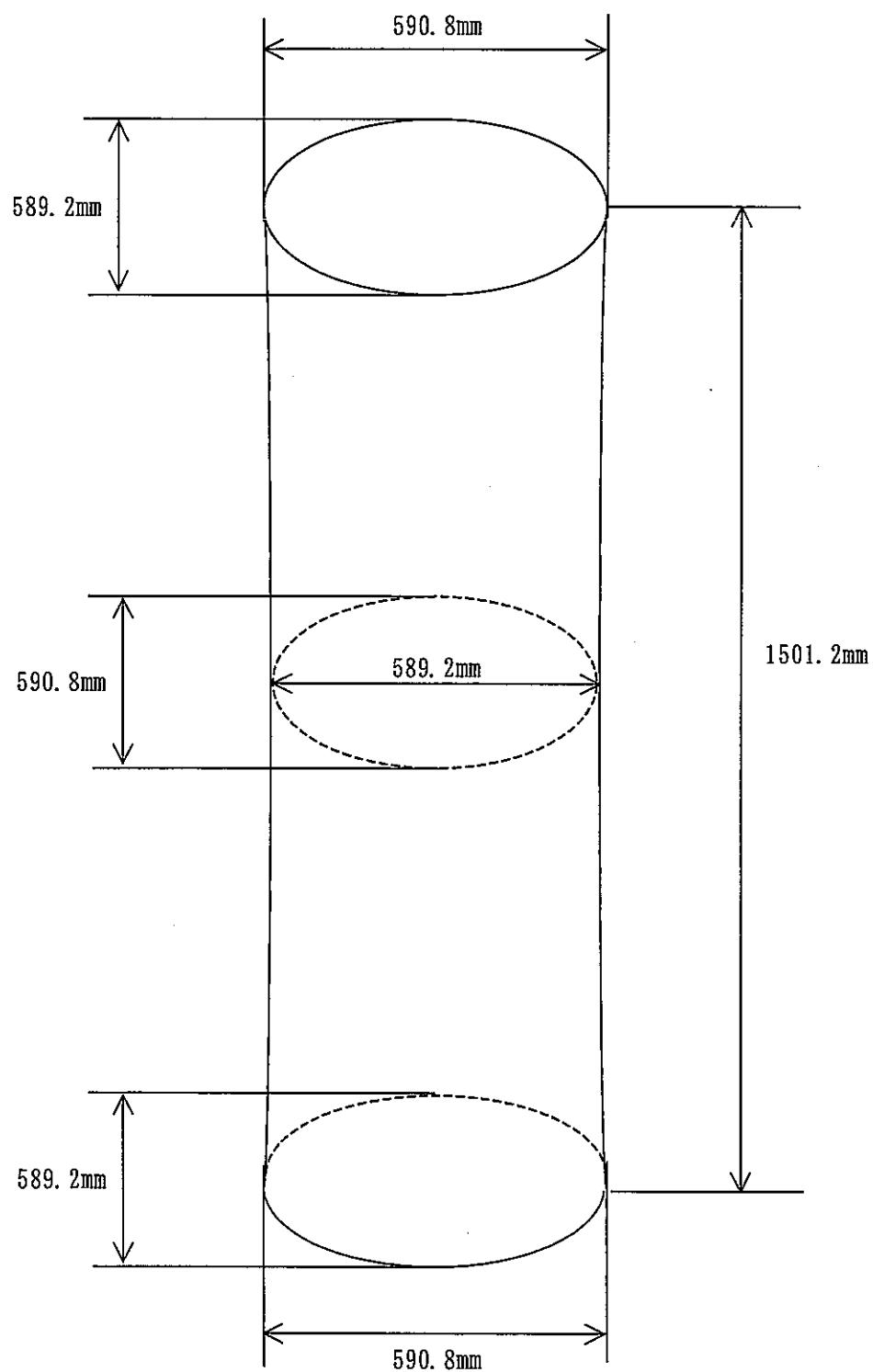


以上より、3次元シェルモデルの円筒断面部形状は以下となる。



オーバーパック円筒胴部断面

図 6.1.7-1 3次元シェルモデル設定フロー及びモデル円筒胴部断面図



板厚は全て 149.2mm、高さ方向で断面形状は一定とする。

図 6.1.7-2 3次元シェル解析モデル図

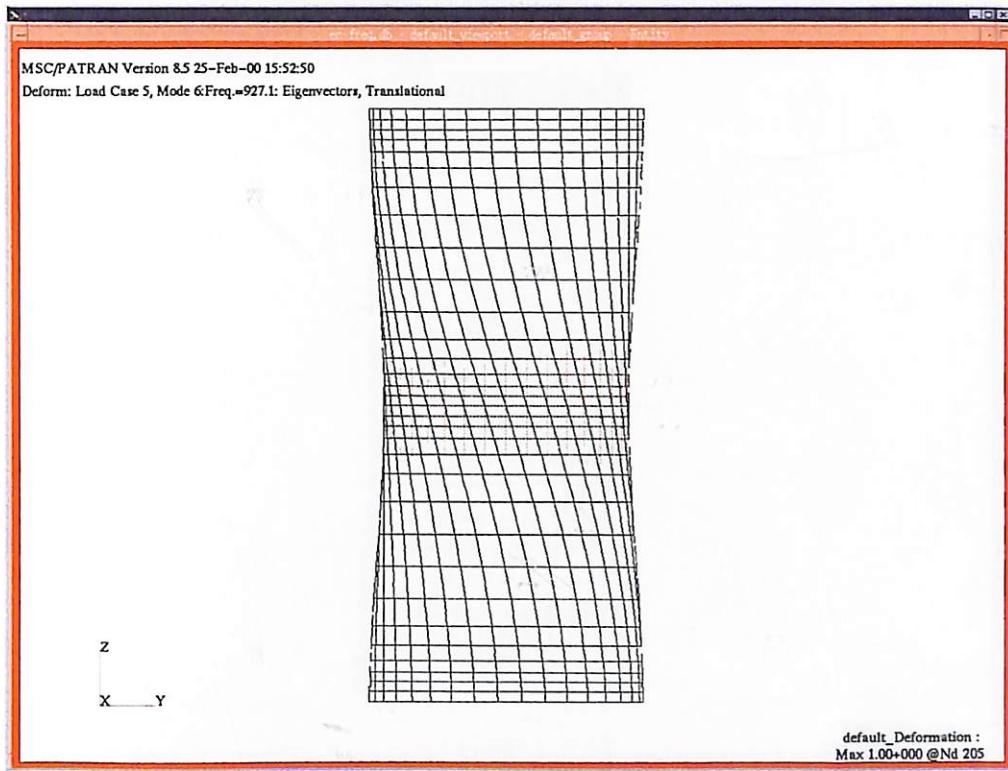


図6.1.8-1(1/2) 真円断面モデルの固有モード図 (927. 1 Hz)

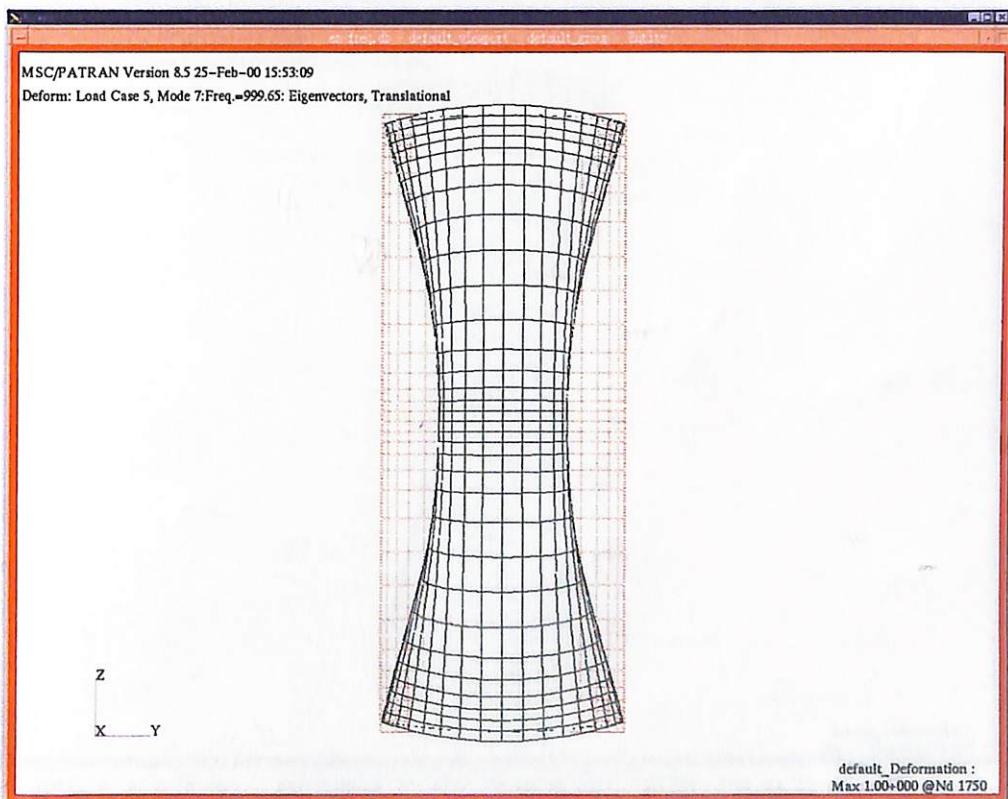


図6.1.8-1(2/2) 真円断面モデルの固有モード図 (999. 65 Hz)

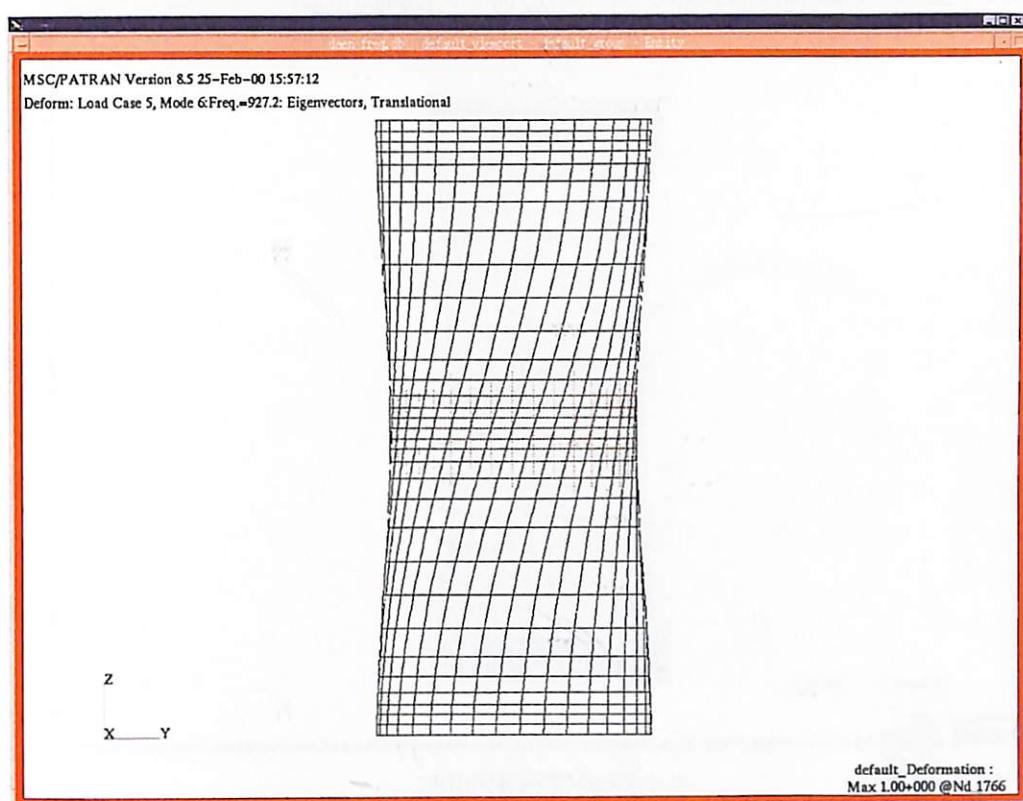


図6.1.8-2(1/2) 楕円断面モデルの固有モード図 (927.2 Hz)

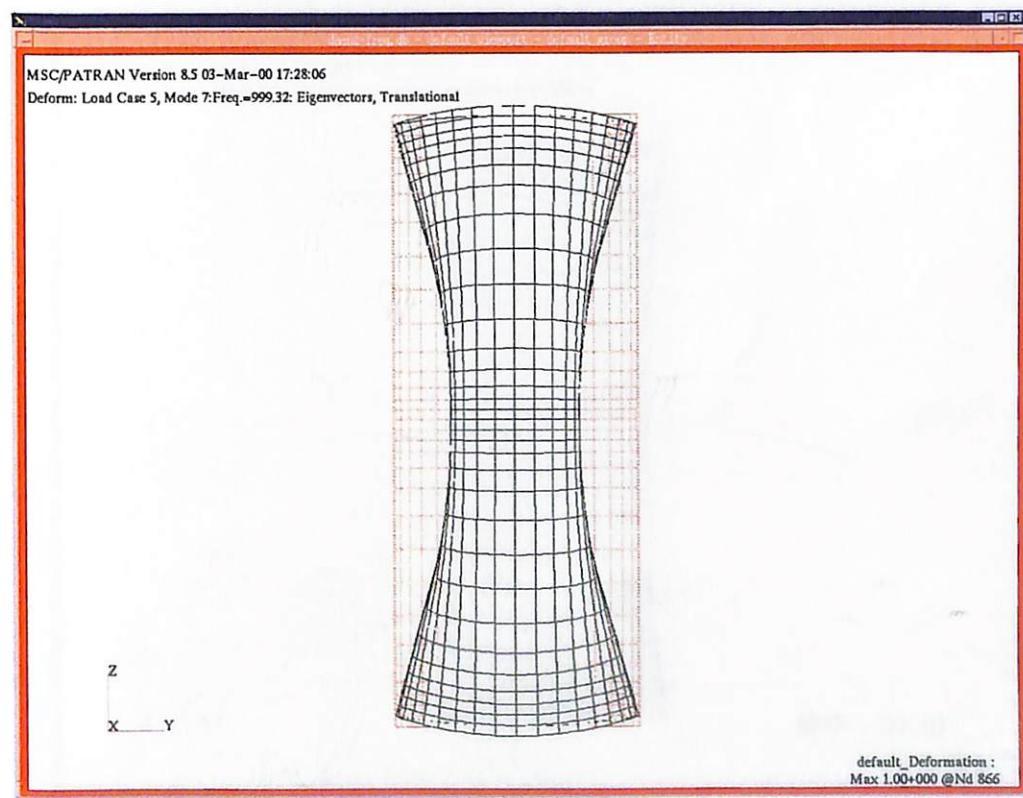


図6.1.8-2(2/2) 楕円断面モデルの固有モード図 (999.3 Hz)

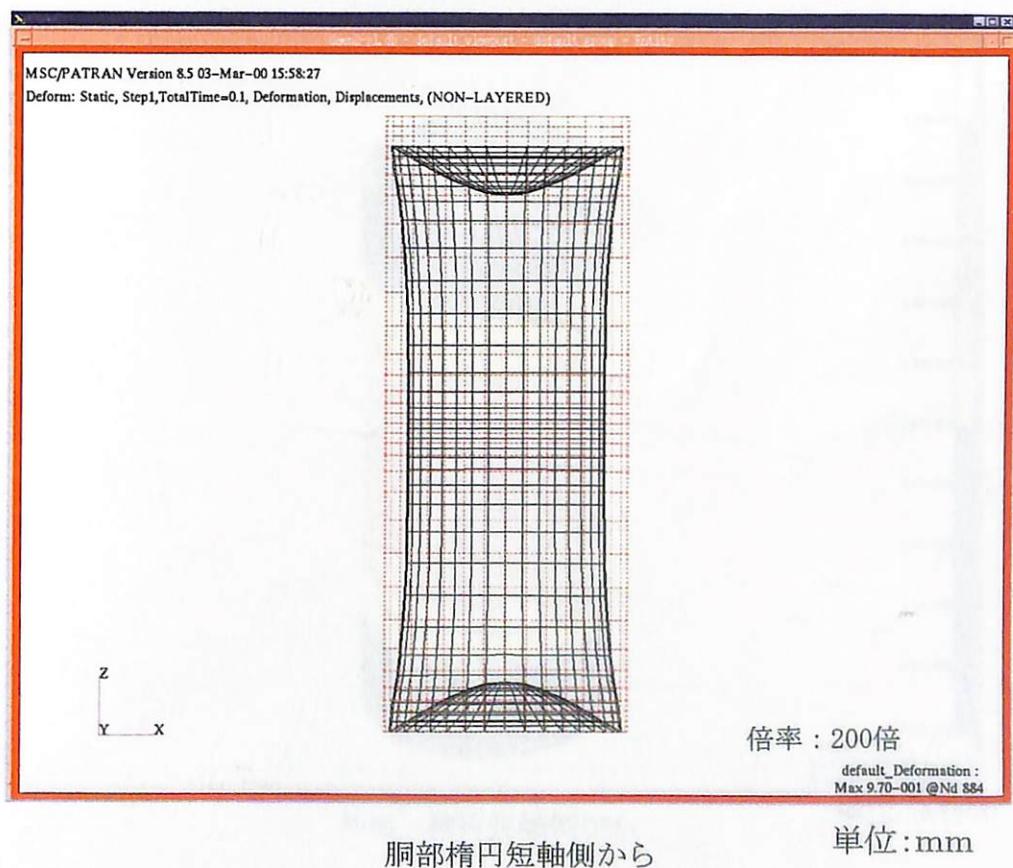
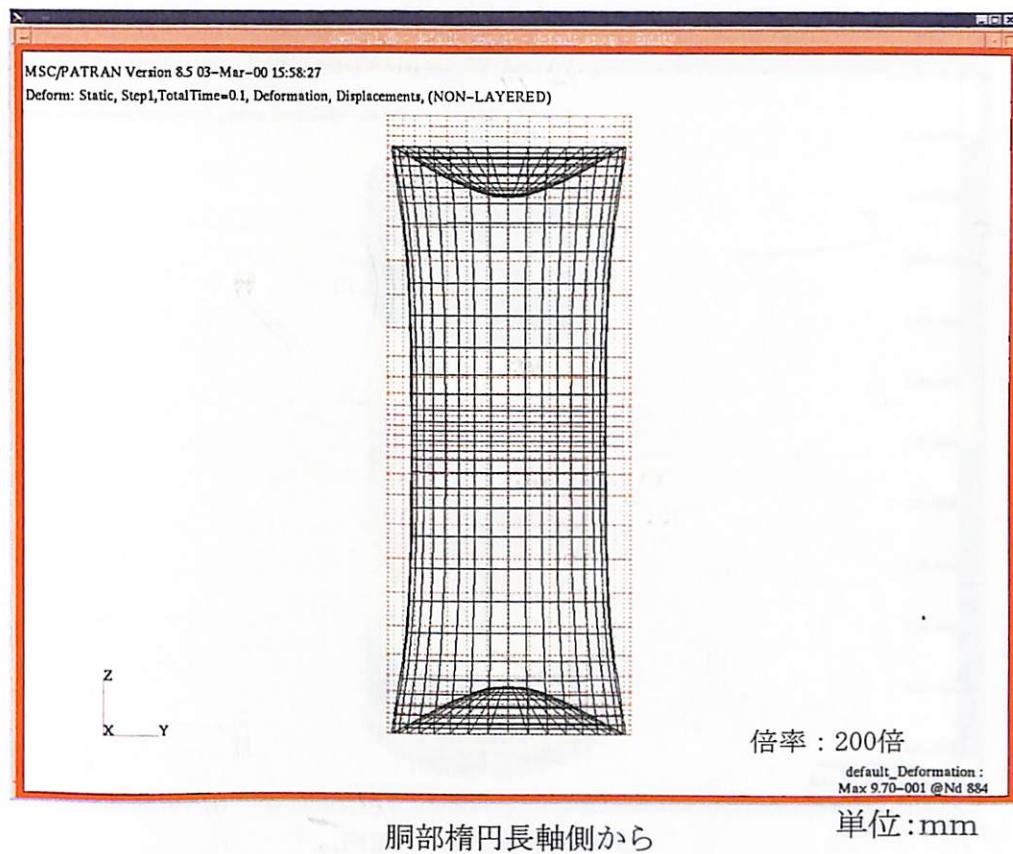
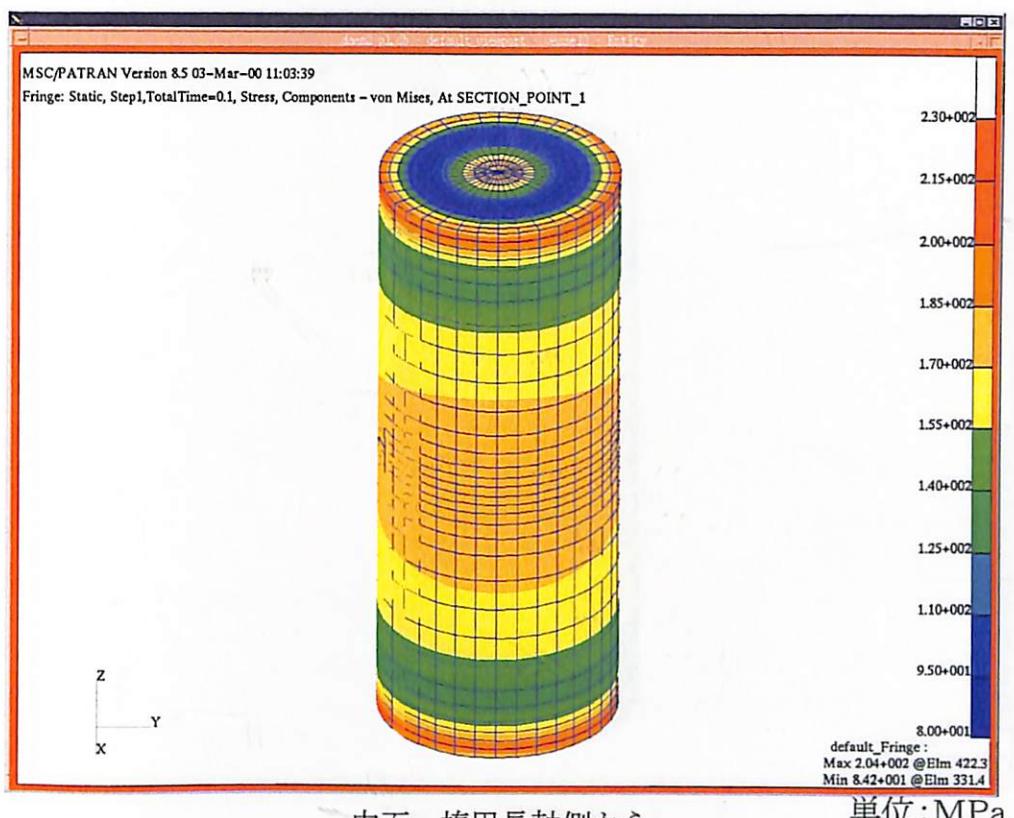
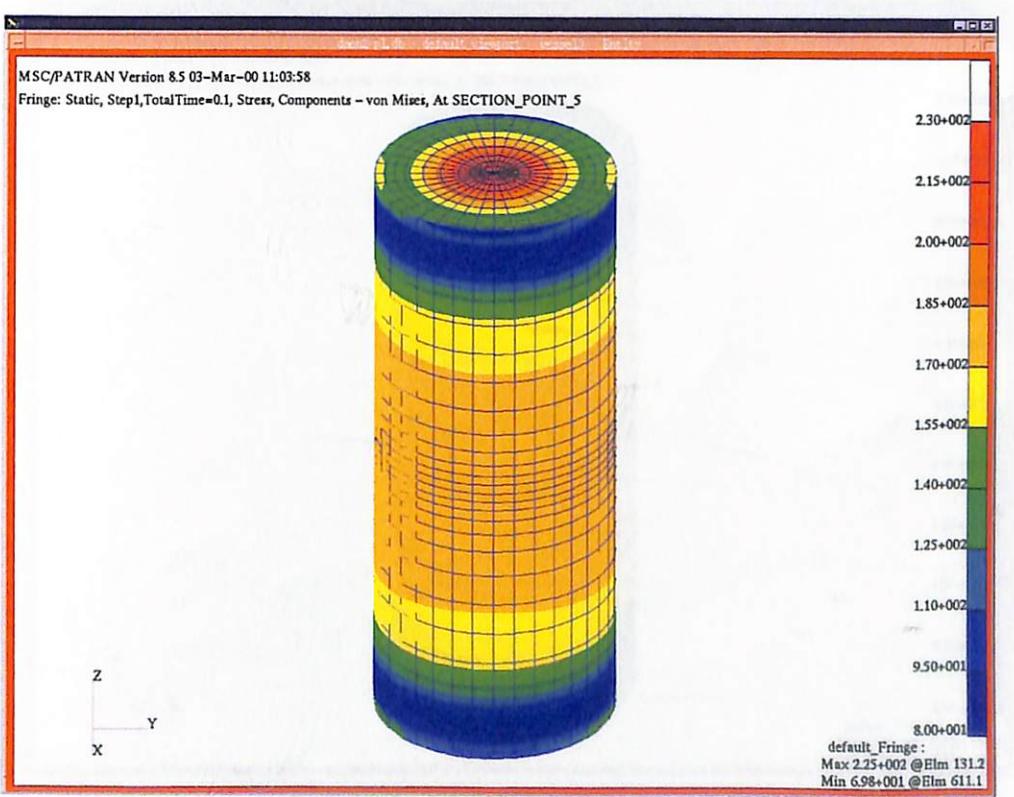


図6.1.8-3 3次元解析変形状態【外圧：100MPa】



内面, 楕円長軸側から

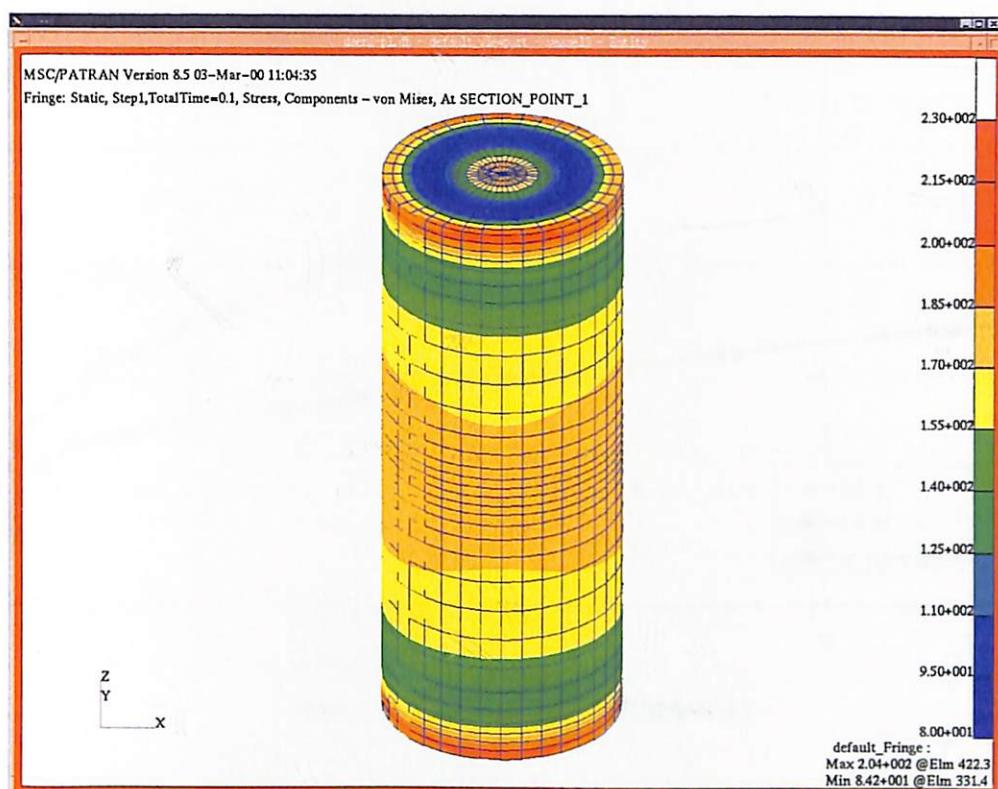
単位: MPa



外面, 楕円長軸側から

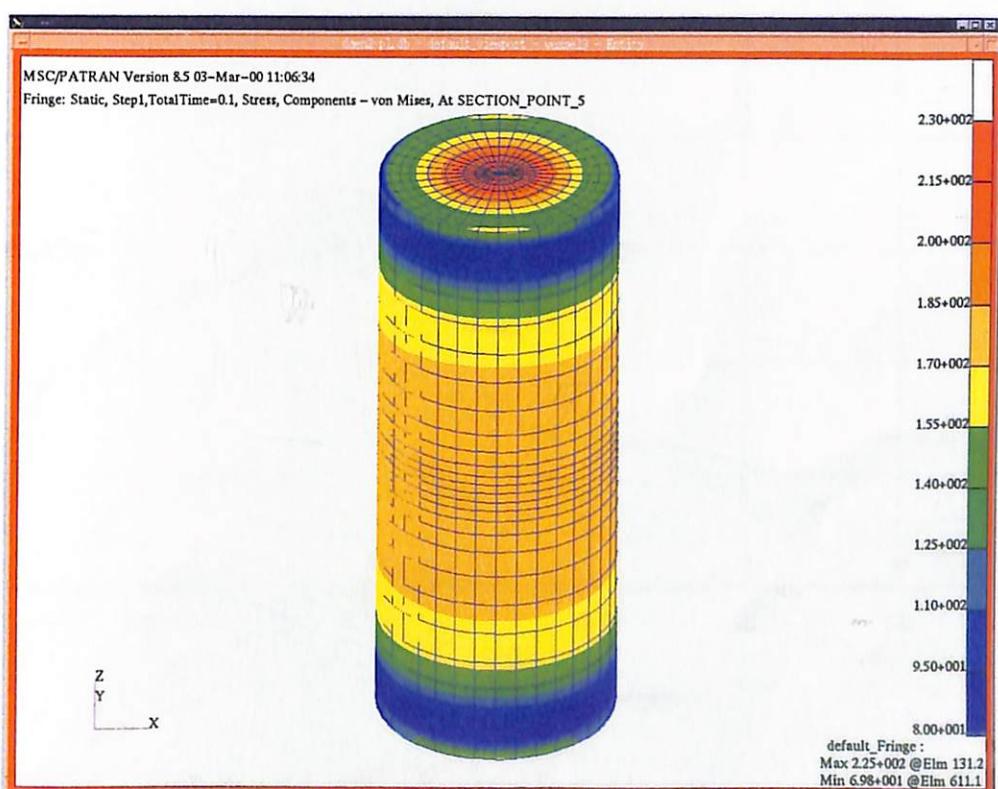
単位: MPa

図6.1.8-4(1/2) 3次元解析ミーゼス相当応力(1/2)【外圧: 100MPa】



内面, 楕円短軸側から

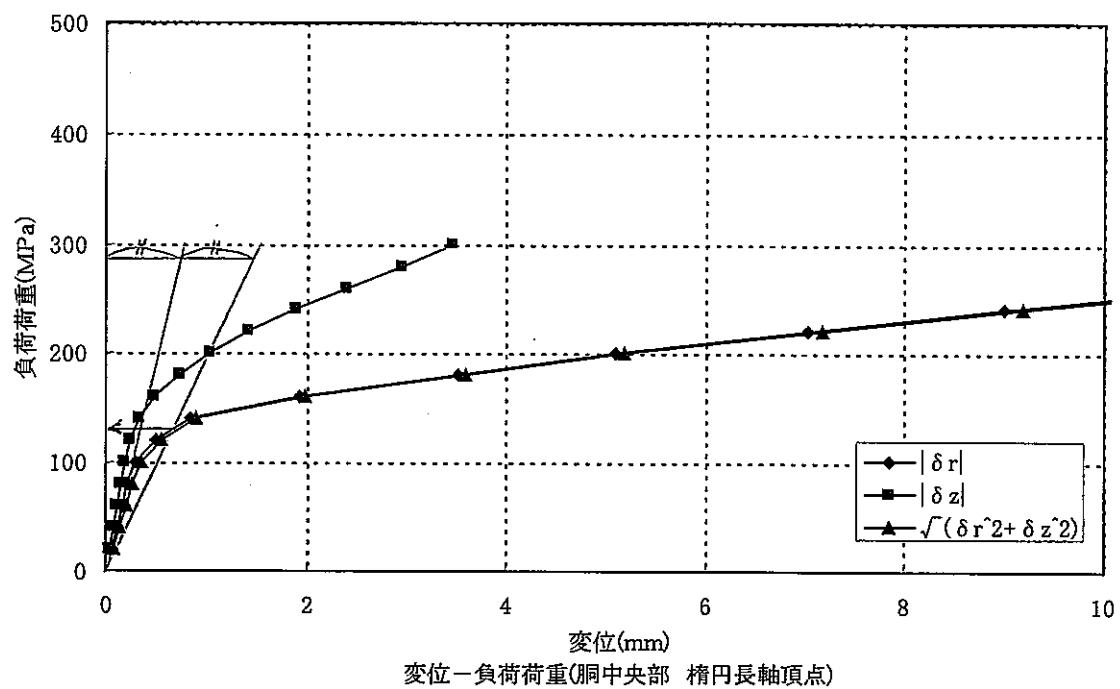
単位: MPa



外面, 楕円短軸側から

単位: MPa

図6.1.8-4(2/2) 3次元解析ミーゼス相当応力(2/2)【外圧: 100MPa】



変位－負荷荷重(洞中央部 橋円長軸頂点)

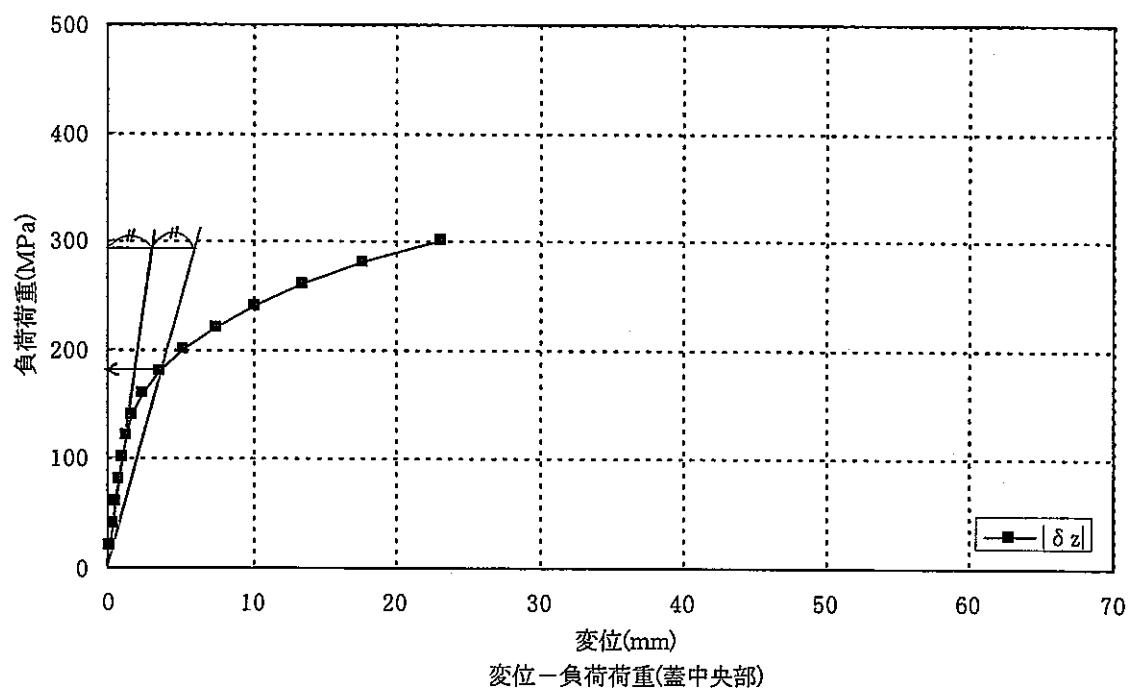


図6.1.8-5 3次元解析 変位－負荷荷重

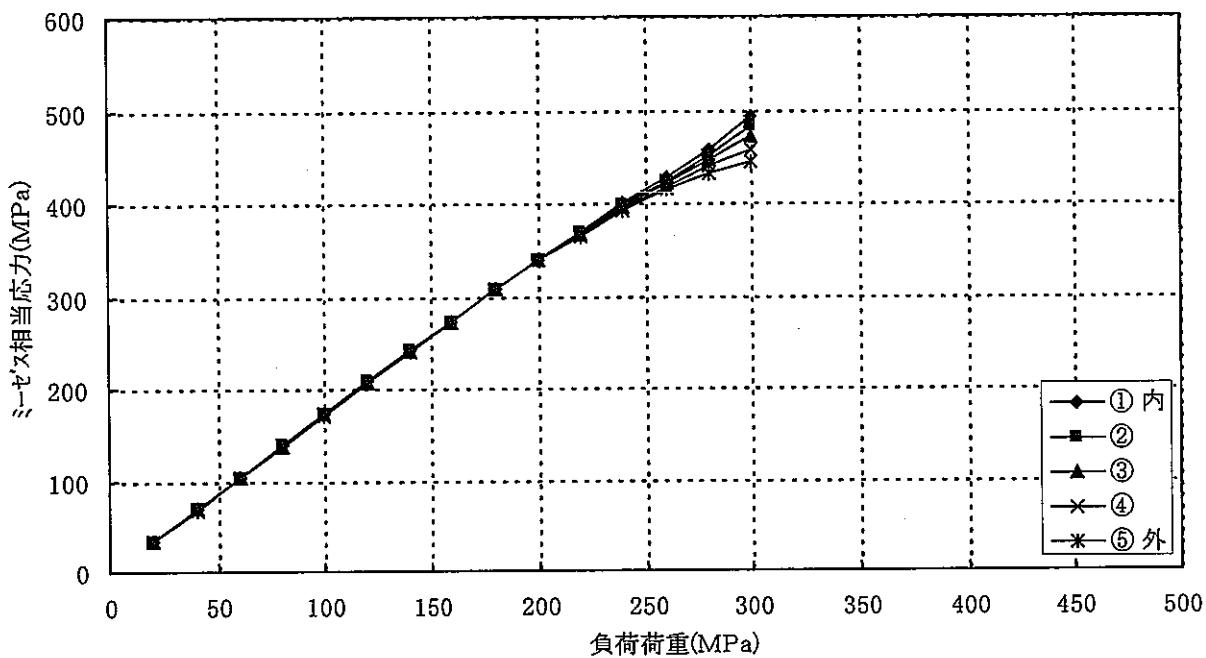


図6.1.8-6(1/2) 3次元解析 応力一負荷荷重(洞中央部 楕円長軸頂点)

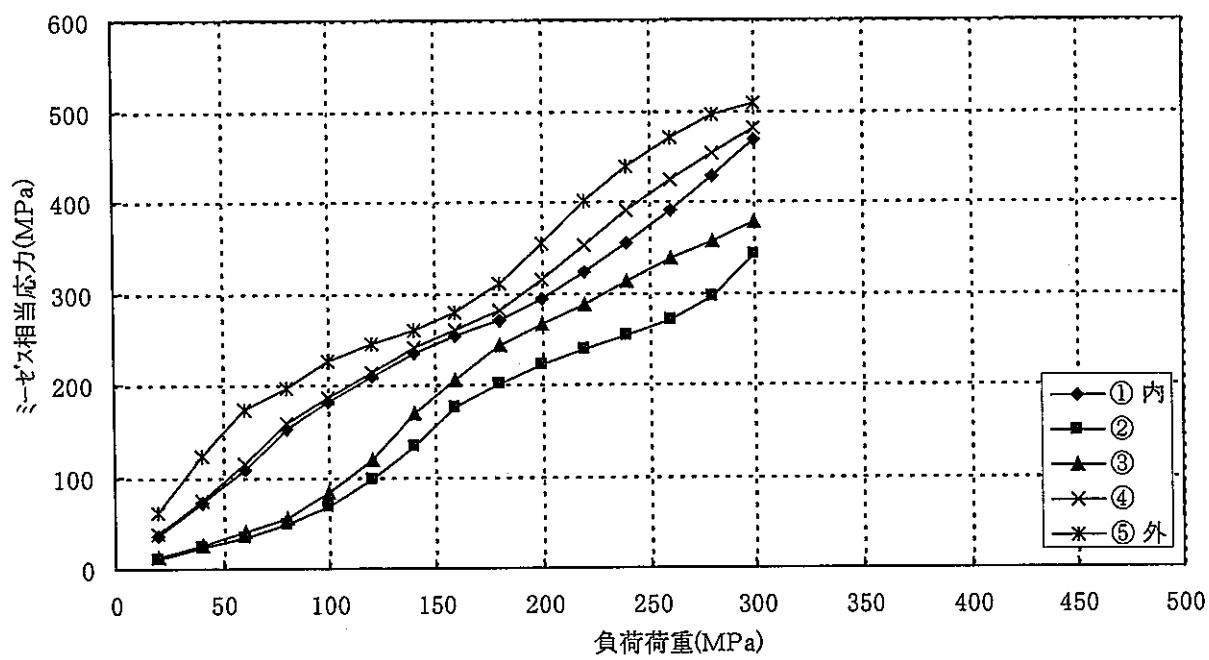


図6.1.8-6(2/2) 3次元解析 応力一負荷荷重(蓋中央部)

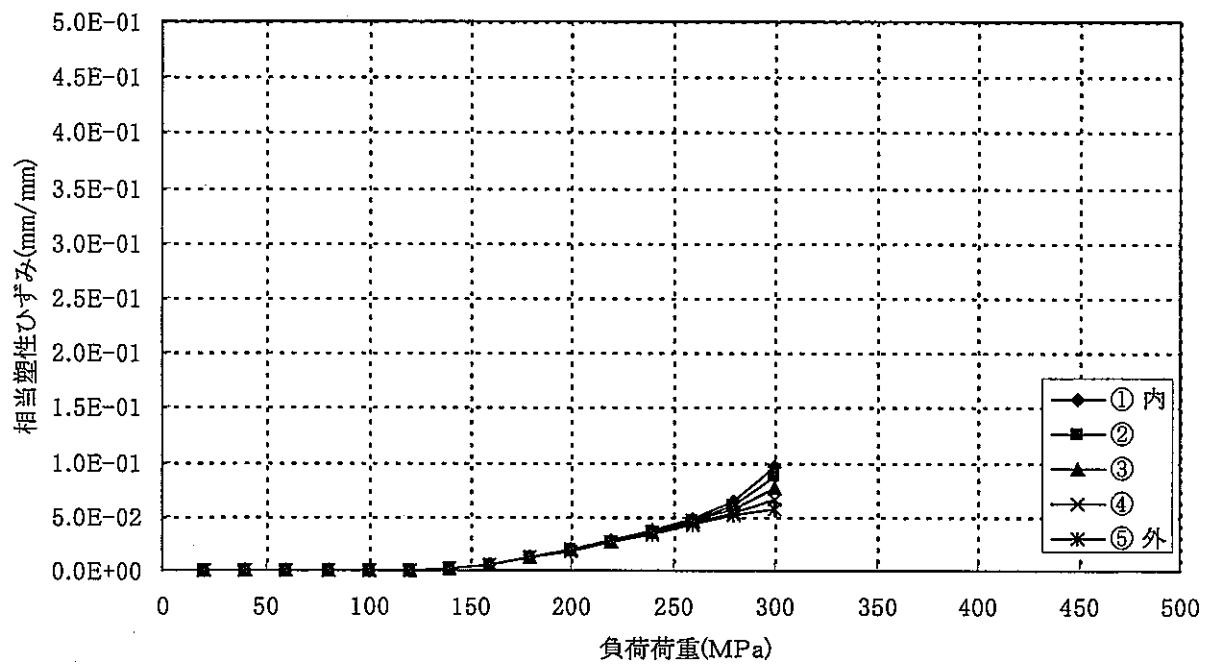


図6.1.8-7(1/2) 3次元解析 相当塑性ひずみー負荷荷重(胴中央部 檜円長軸頂点)

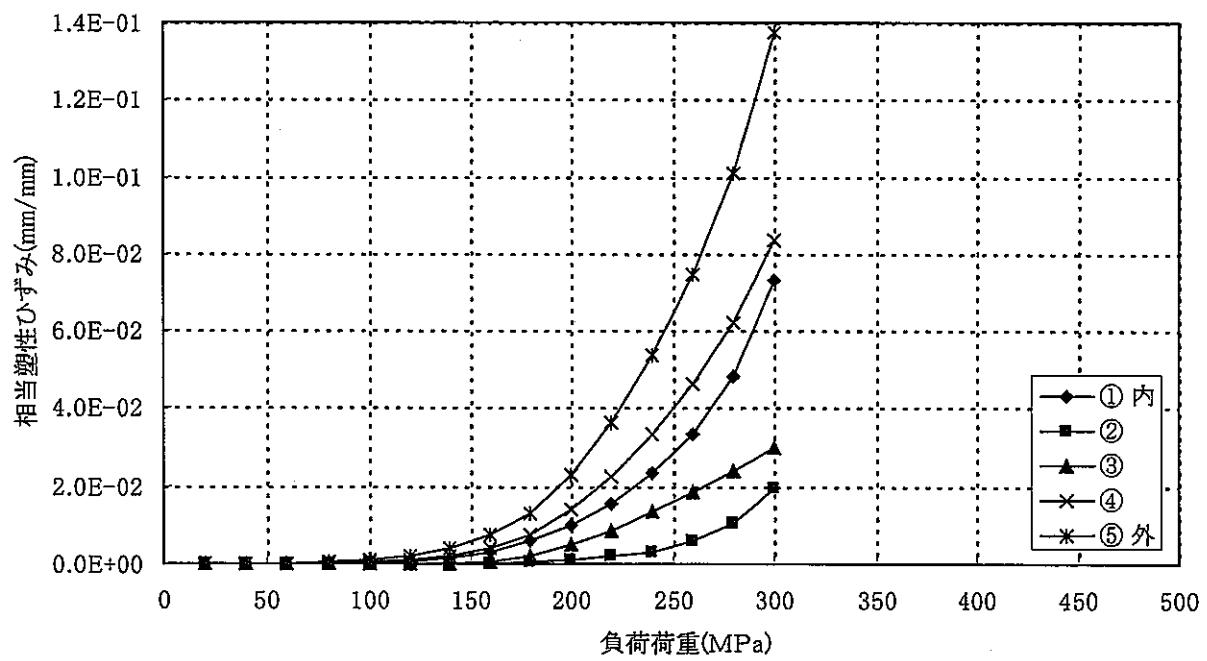


図6.1.8-7(2/2) 3次元解析 相当塑性ひずみー負荷荷重(蓋中央部)

6.2 溶接欠陥の影響評価

6.2.1 概要

溶接部にき裂が生成した場合の不安定破壊について検討し、溶接部に許容しうる欠陥サイズについて見通しを検討した。

6.2.2 応力拡大係数の算出と限界き裂寸法の検討

CT試験片を用いた破壊靱性試験により、各溶接継手における各部の破壊靱性値が求められた。この値が実構造物でどの程度の欠陥を許容できるものであるかを検討した。

(1) 計算条件

計算は、付録-6に示す方法により、表面に溶接線に沿って半梢円のき裂が存在する場合にき裂により生じる応力拡大係数を算出し、それが材料の破壊靱性に相当するためのき裂寸法を限界き裂寸法とした。

計算は欠陥のアスペクト比 ($a/c = \text{き裂深さ} / \text{き裂半長}$) 及びき裂深さをパラメータとして実施した。仮定する平板は本オーバーパックの解析形状より板厚を150mmとし、板幅は溶接部の周長より1445mmとした。

欠陥を含む断面の応力は、弾性解析、残留応力解析から推測した。検討に用いた応力を表6.2.2-1に示す。

(2) 計算結果

表6.2.2-1に示すケースA～Dについて、き裂の最深部及び表面の応力拡大係数を求め、いずれか大きいほうをプロットしたグラフを図6.2.2-1～4に示す。

一方、5.2項の破壊靱性試験結果より、材料の持つ破壊靱性値はもっとも脆い傾向にあるEBW溶接部で $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ (0°C)程度、母材及び熱影響部の最も小さいケースで $160\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度、MAG溶接部及びTIG溶接部の最も小さいケースで $200\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 程度である。

これらの破壊靱性値に対する限界き裂寸法を、図6.2.2-1～4に示す応力拡大係数より求めた結果を表6.2.2-2に示す。

表6.2.2-2に示すように、破壊靱性値が低く、応力が大きいケースほど限界き裂深さは小さくなる。許容されるき裂が最も小さくなるケースDにおける破壊靱性値 $100\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ に対するき裂深さは、アスペクト比0.1, 0.5, 1.0に対して、それぞれ8mm, 12mm, 17mmとなる。

6.2.3 まとめ

溶接部にき裂が生成した場合の不安定破壊について検討し、溶接部に許容しうる欠陥サイズについて検討した結果を以下にまとめた。

- ・破壊靱性値は比較的高く、保守的な荷重を想定しても10mm程度以下の欠陥が許容される。従って設計評価上は完全溶け込みでない溶接（部分溶け込み溶接）の適

用も可能である。

- ・欠陥サイズは、検査精度との関係を調査する必要があるが、検出可能な範囲であると推定される。
- ・今後の合理化のためには、強度上の必要溶け込み深さは板厚に比べて小さいため、部分溶け込みの採用が考えられる。この場合、破壊強度に与える残留応力の現実的な評価法及び残留応力を除去するための熱処理の要否の検討が必要である。

6.3 評価のまとめ

今回、実施した評価について以下にまとめる。

- (1) 「第2次とりまとめ」に示されたオーバーパック構造を対象に溶接部を考慮した破壊予測解析を実施し、外圧荷重に対しては溶接部の材料特性や残留応力を考慮しても破壊荷重（崩壊荷重）は設計外圧の8倍以上と十分に大きく、問題ないという結果となった。これは、評価に用いたモデルの板厚が耐外圧上の必要板厚より大きな放射線遮へい厚さによって決まっていること及び溶接部が構造の破壊に寄与しない位置にあることによる。
- (2) 製作公差を考慮した形状不整を与えた評価を実施した結果、破壊荷重（崩壊荷重）への影響は小さかった。これは、厚肉構造であるため破壊メカニズムが形状の影響を受けやすい弾性座屈ではなく、構造断面の塑性崩壊によるためである。
- (3) 溶接欠陥による不安定破壊の評価については、保守的な条件で評価した場合でも不安定破壊に至る欠陥サイズは現状の非破壊検査で検出可能なレベルであった。
また、オーバーパック形状を変更した場合の今回の評価結果に関する外挿性を以下に示す。
 - (1) 破壊荷重に関しては、形状を変更し、板厚を減じても胴中央部から崩壊は生じるため、蓋と胴の取り付け部の構造不連続や溶接部の材料特性や残留応力の影響は、今回の評価と同様に考慮する必要はないと考えられる。
 - (2) 溶接部構造が同じ場合、応力拡大係数は板厚によらず同等であり、許容欠陥サイズも同等となる。これは、応力拡大係数は応力レベルが同等であれば、板厚の影響はほとんど受けないこと、今回評価したように溶接部の残留応力によって材料の降伏点程度の膜応力を想定する場合は、外圧によって生じる応力より十分に大きいため、溶接部断面の応力レベルは板厚によらずほぼ同等となるためである。
 - (3) 今回の溶接部欠陥の影響評価は単純な形状での応力拡大係数の算出式を適用したものであり、蓋と胴のはめ合い部の未溶接部の影響などを含め、検討の精度を高めるには詳細な破壊力学評価が必要である。また、溶接部構造が異なる場合についても別途検討が必要である。

表 6.2.2-1 応力拡大係数算出に用いた応力

単位 : MPa

ケース名	膜応力 σ_m	曲げ応力 σ_b	備考
ケースA	24	26	残留応力なしの弾性解析の断面1の値(全ケース共通)
ケースB	224	126	E B W溶接部の残留応力を考慮したときの断面1の値
ケースC	274	26	T I G溶接部の残留応力を考慮したときの断面1の値
ケースD	550	26	溶接部の平均的な降伏応力を膜応力としてケースAに加算した値

表 6.2.2-2 破壊靄性値に対する限界き裂深さ

破壊靄性値	100MPa \sqrt{m}			160MPa \sqrt{m}			200MPa \sqrt{m}		
	0.1	0.5	1.0	0.1	0.5	1.0	0.1	0.5	1.0
アスペクト比	—	—	—	—	—	—	—	—	—
ケースA	—	—	—	—	—	—	—	—	—
ケースB	22mm	38mm	49mm	43mm	88mm	103mm	56mm	112mm	136mm
ケースC	26mm	42mm	60mm	46mm	86mm	110mm	55mm	115mm	140mm
ケースD	8mm	12mm	17mm	19mm	29mm	42mm	27mm	44mm	62mm

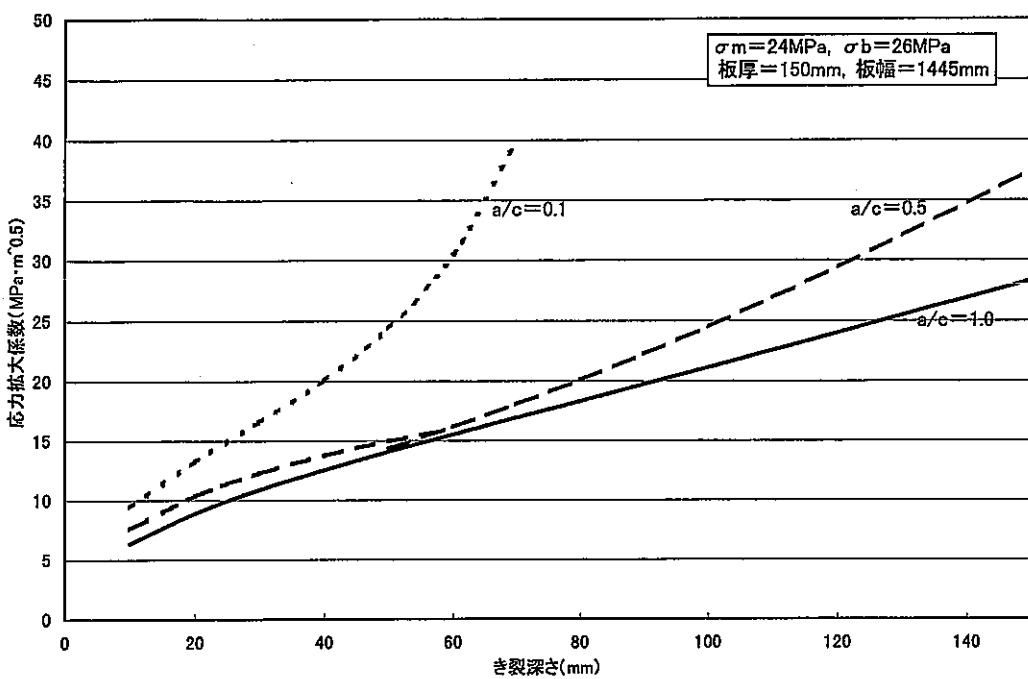


図6.2.2-1 ケースA 応力拡大係数

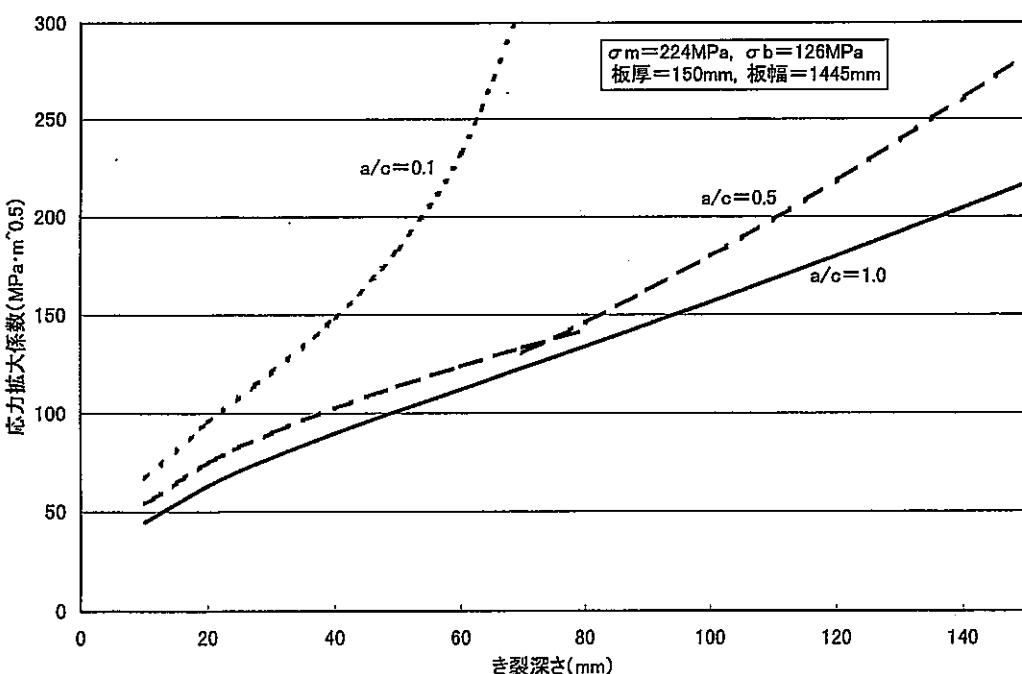


図6.2.2-2 ケースB 応力拡大係数

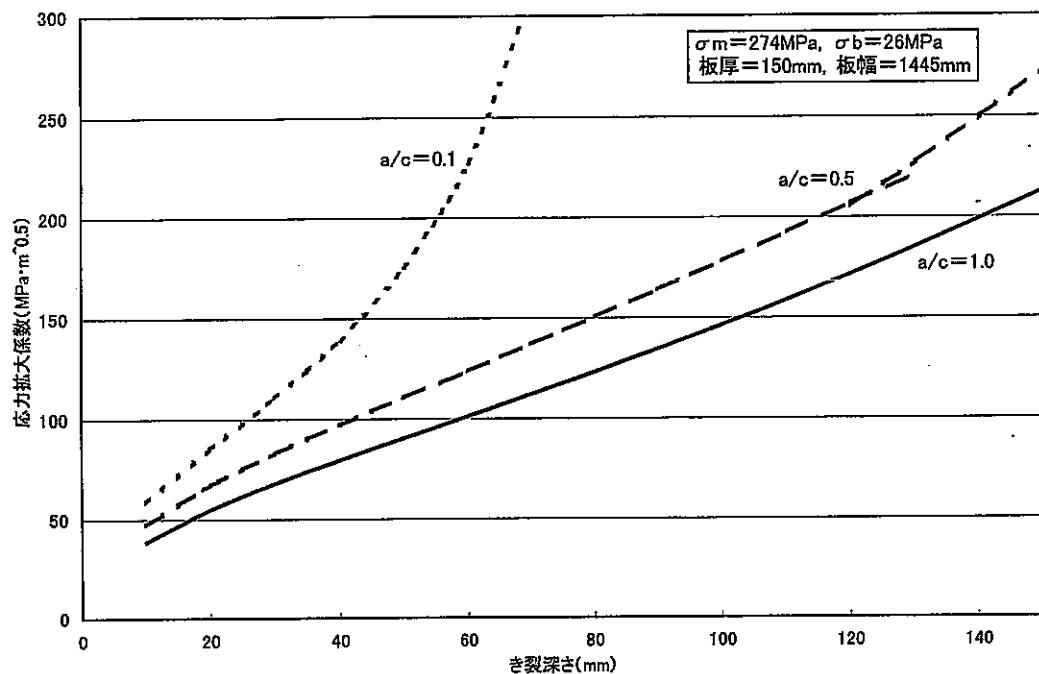


図6.2.2-3 ケースC 応力拡大係数

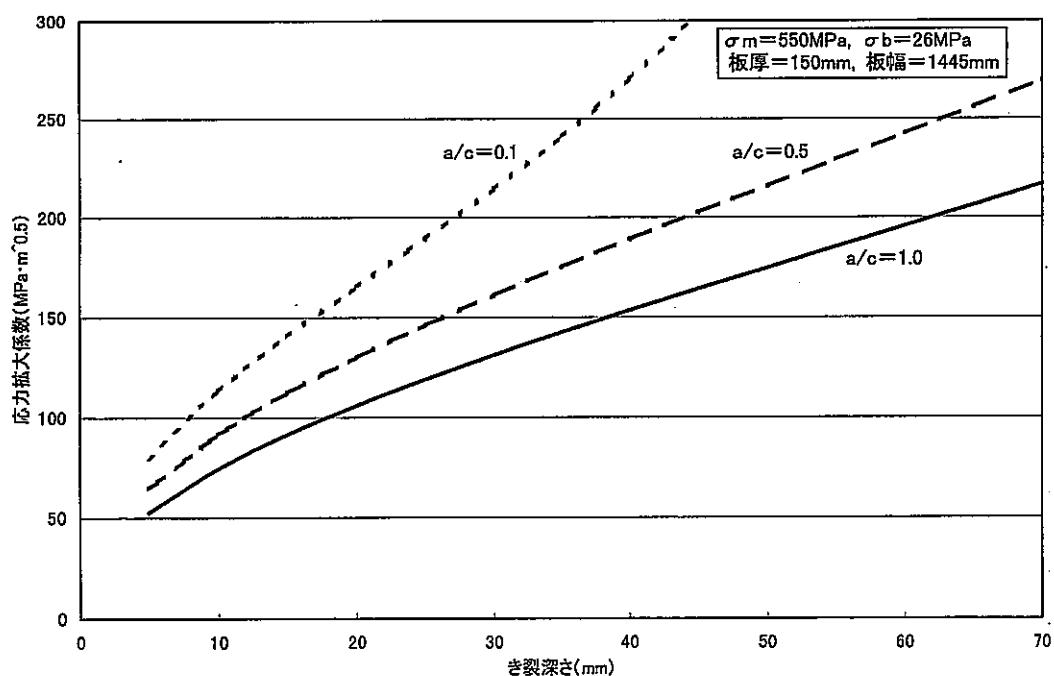


図6.2.2-4 ケースD 応力拡大係数

7.おわりに

本研究では、構造不連続部、特に溶接部が構造の健全性に及ぼす影響（局所ひずみや溶接欠陥）の設計的な取り扱いについての見通しを得ることを目的に、溶接部の強度特性等に関する基礎データを取得し、これを用いた破損予測解析等を実施した。

以下に、各項目について研究成果をまとめる。

1) 供試体の設計および溶接施工条件の検討

溶接方法として高品質が期待される電子ビーム溶接、TIG溶接、MAG溶接を選定し、試験片の寸法・数量から母材の必要寸法を設定した。さらに、溶接部の品質が実オーバーパックと同等となるよう、冷却速度やピッカース硬さ等から板厚、入熱量などの溶接条件を検討した。

2) 供試体の製作

1) 項の検討結果をもとに、母材である SFVC1 を入手し、電子ビーム溶接と TIG 溶接、MAG 溶接の供試体 3 体を作成した。なお、多層盛り溶接の場合は予熱を行い、化粧盛り溶接など表面加工は施していない。さらに、製作後、放射線透過試験により、JIS Z 3104 1 類以上の高品質の供試体であることを確認した。

3) 強度試験片等の採取・加工

溶接後の各供試体から、引張試験(各 3 個)、破壊靭性試験(各 4 個)、硬さ試験(各 1 個)、組織観察試験用試験片(各 1 個)を採取すると共に、腐食試験用試験片 20cm×40cm ×5cm を切り出しサイクル機構殿へ納入した。

4) 強度試験および組織観察

引張試験(JIS G 0567 に準拠)は室温と 150°C、破壊靭性試験(ASTM E1737-96 に準拠)は溶着金属と熱影響部、各々について 0°C と 150°C で試験を行い、応力ひずみ曲線と J-R 曲線などを取得した。また、母材、溶着金属、熱影響部についてピッカース硬度を取得すると共に、母材、溶接金属、溶接境界部、熱影響部についてミクロ組織(100 倍)、マクロ組織(1 倍)を観察した。

5) 評価

試験結果から得られた溶接部の応力ひずみ曲線、J-R 曲線をもとに構造解析・評価を実施した。解析の結果、溶接部設計手法として次の結論を得た。

- ① 破壊荷重に関しては、形状を変更し、板厚を減じても胴中央部から崩壊は生じるため、蓋と胴の取り付け部の構造不連続や溶接部の材料特性や残留応力の影響は、今回の評価と同様に考慮する必要はないと考えられる。
- ② 溶接部構造が同じ場合、応力拡大係数は板厚によらず同等であり、許容欠陥サイズも同等となる。

ただし、今後、様々な溶接欠陥パターンを模擬した詳細解析や、150mm の厚板での非破壊検査精度の確認を行う必要がある。

8. 謝 辞

本研究を実施にあたり、核燃料サイクル開発機構 東海事業所 環境保全研究・開発センター
処分研究部 処分バリア性能研究グループの関係各位に多大の御指導・御教示を頂きました。こ
こに記して感謝いたします。

9. 参考文献

Distributions of Welding Residual Stresses in Various Welded Joints of Thick Plates
Yukio UEDA and Keiji NAKACHO

付録－1 母材ミルシート

RESULT OF MATERIAL TEST

(材料試験成績表)

Work No.
(工事番号)

Order No.
(注文番号)

Customer.
(得意先)

Document No. K - 11 0873
(書類番号)

Date. OCT, 13. 1999
(日付)

Name of Construction & Equipment (工事名及装置)		Material (材質)	JIS G 3202 SFVC1 (1988)								Condition (状態)	Spec (公差) min (最少) max (最大) Remarks (備考)	
			Chemical composition (%) (化 学 成 分)										
Maker Charge No. (製鋼所溶解番号)	Drawing No or Dimension in mm (図面番号・寸法)	Qty (数量)	Weight kg (重量)	C MAX .30	Si MAX .35	Mn .40	P MAX .030	S MAX .030	Cr	Ni	Mo	Cu	
J83B254 SUMITOMO METAL INDUSTRIES, LTD.	50 X 400 X 900	3		.28	.16	.72	.017	.012	.04	.02		.01	
Type of Test (試験の種類) Specification (規格)	Tension Test (引張試験)						Bend Test (曲げ試験)	Impact Test (衝撃試験)	Hardness (硬 度)	Decision (結 果)	Heat Treatment (熱処理温度)		
	Size of Specimen, mm (試供品寸法)			Yield Point (降伏点) Proof Stress (降伏強さ)	Tensile Strength (引張強さ)	Elong (伸び)	Red.of Area (絞り)	r o r d (曲げ半径)	Charpy (シャルピー) J/cm ²	Brinell (ブリネル) J/cm ²			
	Dia (径)	Gage Length (標点距離)	Area (断面積)	N/mm ²	N/mm ²	%	%	R =					
	(T.P)	JIS 14A.)		MIN 205	410-560	MIN 21	MIN 38	Angle Degree (曲げ角度)					
Specimen No (試供品)	14.02	70	154.3	348	523	35	62	°					
J83B254													

It is hereby certified that the above results are true and correct in every detail.
(上記の成績は要求事項を満足していることを証明します。)

KANEI TOKKIN CO., LTD.

5-8-19 Takeshima Nishiyodogawaku Osaka

Mr. *[Signature]*
Chief, Inspection Section

株式会社 矩 内



付録－2 溶接材ミルシート

INSPECTION CERTIFICATE

(検査証明書)

WELDING ROD OR WIRE

溶接棒又はワイヤ

CERTIFICATE No.

証明書番号: 002383

DATE OF ISSUE

発行日: 1998.12.10

PURCHASER

需要家

三菱重工業 高砂製作所

TRADE DESIGNATION
銘 柄DIMENSION
寸 法 (mm)MFG. No.
製 造 番 号APPLICABLE SPECIFICATION AND CLASSIFICATION
適用規格及び種類

MGS-50

1.2

E8C2299

JIS Z3312 YGW16

CHEMICAL COMPOSITION 化学成分(%)

ELEMENTS成分	C	SI	MN	P	S	CU											
ROD OR WIRE 棒又はワイヤ	0.10	0.74	1.39	0.011	0.016	0.24											
ELEMENTS成分																	

TENSILE TEST OF DEPOSITED METAL 溶着金属引張試験

IMPACT TEST OF DEPOSITED METAL 溶着金属衝撃試験

HARDNESS TEST 硬さ試験

YIELD POINT 降伏点	YIELD STRENGTH AT 0.2% OFFSET 0.2% 紋力	TENSILE STRENGTH 引張強さ	ELONGATION 伸び	TEST TEMP. 試験温度	ABSORBED ENERGY 吸収エネルギー		HARDNESS TEST 硬さ試験
					Avg. 平均	J	
- N/mm ²	- N/mm ²	- N/mm ²	- %	- °C	- J	- kgf-m	-
- kgf/mm ²	- kgf/mm ²	- kgf/mm ²	-	-	-	-	-

WELDING CONDITIONS 溶接条件

POSTWELD HEAT TREATMENT

溶接後熱処理

- °C X - h

TYPE OF CURRENT 電流の種類	-	SHIELDING GAS シールドガス	-				
AMPERAGE 溶接電流	- A						
ARC VOLTAGE 溶接电压	- V						

WE HEREBY CERTIFY THAT THE TEST RESULTS OF THE ABOVE
WELDING MATERIAL ARE AS DESCRIBED HEREIN AND SATISFY
THE REQUIREMENTS OF THE APPLICABLE SPECIFICATION.当溶接材料の試験結果は、記載の通りであり、適用規格の
要求を満足していることを証明します。◆ KOBE STEEL, LTD.
WELDING DIV. FUKUCHIYAMA PLANT
株式会社 神戸製鋼所溶接事業部 福知山工場APPROVED BY CHIEF INSPECTOR
主任検査員 承認済

INSPECTION CERTIFICATE

(検査証明書)

PURCHASER
需要家WELDING ROD OR WIRE
溶接棒又はワイヤCERTIFICATE No.
証明書番号: 000383
DATE OF ISSUE

発行日: 1999.10.06

TRADE DESIGNATION 銘 柄	DIMENSION 寸 法 (mm) (*1)	MFG. No. 製 造 番 号	APPLICABLE SPECIFICATION AND CLASSIFICATION 適用規格及び種類
TGS-50	1.2	E9C8663	JIS Z3316 YGT50

CHEMICAL COMPOSITION 化学成分 (%)

ELEMENTS成分	C	SI	MN	P	S	CU	AL	TI	ZR				
ROD OR WIRE 棒又はワイヤ	0.11	0.74	1.39	0.009	0.013	0.24	<0.01	<0.01	TR.				
ELEMENTS成分													

TENSILE TEST OF DEPOSITED METAL 溶着金属引張試験

IMPACT TEST OF DEPOSITED METAL 溶着金属衝撃試験

HARDNESS TEST 硬さ試験

YIELD POINT 降伏点	YIELD STRENGTH AT 0.2% OFFSET 0.2% 耐力	TENSILE STRENGTH 引張強さ	ELONGATION 伸び	TEST TEMP. 試験温度	ABSORBED ENERGY 吸収エネルギー		HARDNESS TEST 硬さ試験
					Avg. 平均		
- N/mm ²	- N/mm ²	- N/mm ²	- %	- °C	- J		-
- kgf/mm ²	- kgf/mm ²	- kgf/mm ²	- %	- °C	- kgf·m		-

WELDING CONDITIONS 溶接条件

POSTWELD HEAT TREATMENT

TYPE OF CURRENT 電流の種類	-	SHIELDING GAS シールドガス	-	POSTWELD HEAT TREATMENT 溶接後熱処理	
AMPERAGE 溶接電流	- A			- °C x - h	
ARC VOLTAGE 溶接電圧	- V				

WE HEREBY CERTIFY THAT THE TEST RESULTS OF THE ABOVE
WELDING MATERIAL ARE AS DESCRIBED HEREIN AND SATISFY
THE REQUIREMENTS OF THE APPLICABLE SPECIFICATION.

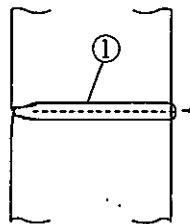
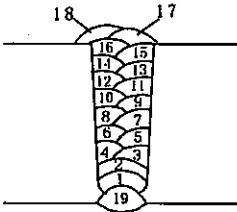
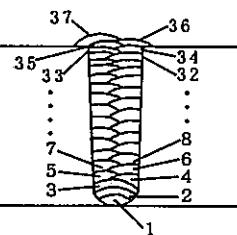
当溶接材料の試験結果は、記載の通りであり、適用規格の
要求を満足していることを証明します。

◆ KOBE STEEL LTD.
WELDING CO. FUKUCHIYAMA PLANT
株式会社 神戸製鋼所溶接カンパニー 福知山工場

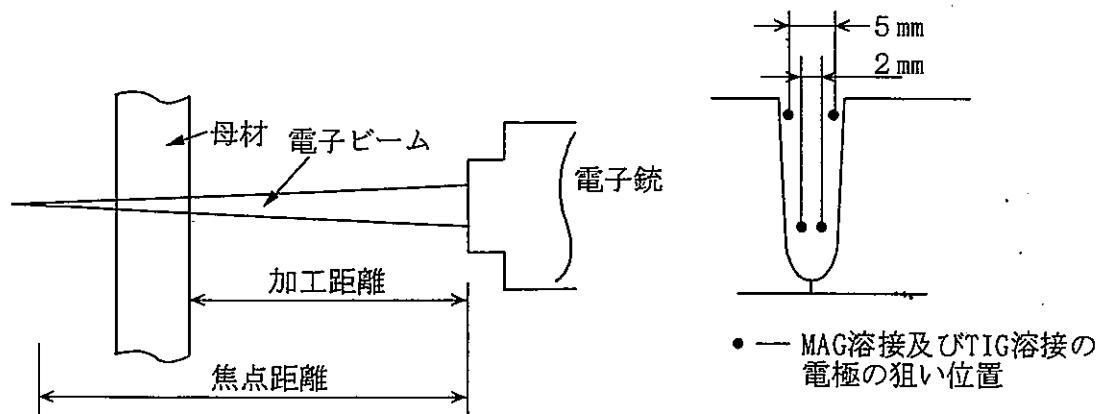
APPROVED BY CHIEF INSPECTOR
主任検査員 承認済

付録－3　溶接施工記録

溶接施工条件

溶接方法	積層 (数字、パスNo.)	溶接姿勢	溶接パスNo.	溶接電流(A)	溶接電圧(V)	溶接速度(mm/min)	シールドガス	溶加材	焦点※距離(mm)	加工※距離(mm)	予熱(℃)
電子ビーム		横向き	1	300×10^{-3}	90×10^3	250	真空 $[1 \times 10^{-4}$ torr]	なし	550	400	予熱なし
MAG		下向き	1 2 3 4 5~6 7~12 13~19	140 220 230 230 240 250 260	23 30 31 28 28 29 30	250 250 260 260 260 250 250	Ar + CO ₂ (20%)	MGS 50	—	—	100
TIG		下向き	1 2 3 4~6 7~8 9~11 12~35 36~37	150 220 250 220 230 240 250 220	9 10 11 10 10 11 11 10	80 80 80 80 80 80 80 80	Ar	TGS 50	—	—	100

※ 焦点距離、加工距離



付録－4 非破壊検査記録

付録-4 非破壊検査記録

FA91-09-P ()

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD (A)

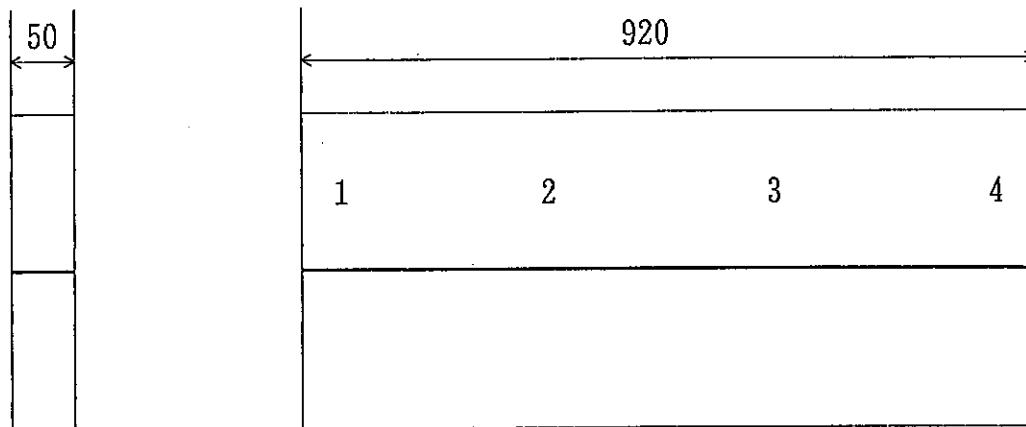
放 射 線 検 査 記 錄 (A) (1 / 3)

溶申 — 高 号

Customer 注 文 主	三菱重工業株式会社高砂研究所			Order No. 工事番号	8 × 0 9 2 3 4 0 1 0 0
Name of Part 品 名	電子ビーム溶接継手 (E)			Drawing No. 図面番号	_____
Weld Joint No. 溶接線番号	No., E	Quantity 数 量	1	Operator 作業者	八江 H11.11.4 川路 Level II

Sketch

撮影箇所



Procedure 要領	<input type="checkbox"/> 溶接の技術基準第11条 <input checked="" type="checkbox"/> J I S Z 3 1 0 4 (1968)			
Acceptance Standard 判定基準	<input type="checkbox"/> 溶接の技術基準第11条 <input checked="" type="checkbox"/> J I S Z 3 1 0 4			
Result 判定結果	Accept. <input checked="" type="checkbox"/> 合格 <input type="checkbox"/>			
Note 記事		Witness 立会者	MHI 社内	
			H11.11.4	
			八江	Level II

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD. TAKASAGO MACHINERY WORKS

三菱重工業株式会社 高砂製作所 -140-

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD (B)

放 射 線 檢 查 記 錄 (B) (2 / 3)

溶申 — 高 — 号

Customer 注 文 主	三菱重工業株式会社高砂研究所	Order No. 工事番号	8 × 0 9 2 3 4 0 1 0 0
Name of Part 品 名	電子ビーム溶接継手 (E)	Drawing No. 図面番号	_____
溶接線番号 (Weld Joint No.) 撮影条件 (Procedure)		No.E	
Film Identification No. フィルムマーク	NO · E - 1 ~ 2 . 2 ~ 3 . 3 ~ 4		
Number of Films フィルム枚数	3		
Thickness (Base material/Weld Material) 厚さ(母材 / 材厚) (mm)	50.0	50.0	
Penetrometer 透過度計	F08 (S)		
Type of Radiation Source 線源の種類	60 Co		
Film Brand and Type フィルムの銘柄及び型 (mm)	Fuji #80 114 × 432		
Type of Screens スクリーンの種類	Pb 0.1mm		
Minimum Source to Film Distance 焦点フィルム間最小距離 (L1 + L2) (mm)	700		
Voltage 使用管電圧	_____		
Exposure (mA. Sec. or GBq Min.) 露出(管電流 x 秒又はギガベクレル x 分)	37 GBq × 350 分		
Source-Weld-Film Arrangement 撮影配置 (L1…焦点ペネトメータ距離) (L2…ペネトメータフィルム距離)			
Note 記事	Witness 立会者		MHI 社内
			H11.11.4 八江 Level II

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD. TAKASAGO MACHINERY WORKS

三菱重工業株式会社高砂製作所

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD(C)

放 射 線 檢 查 記 錄 (C) (3 / 3)

溶申一高一号

Addreviation of kind Indication (記号説明)

P : Porosity TI : Tungsten Inclusion

S : Slag Inclusion IP : Incomplete Penetration

LF : Lack of Fusion C : Crack

U : Undercut

Witness

МНТ

立会者

卷之三

H11.11.4

137

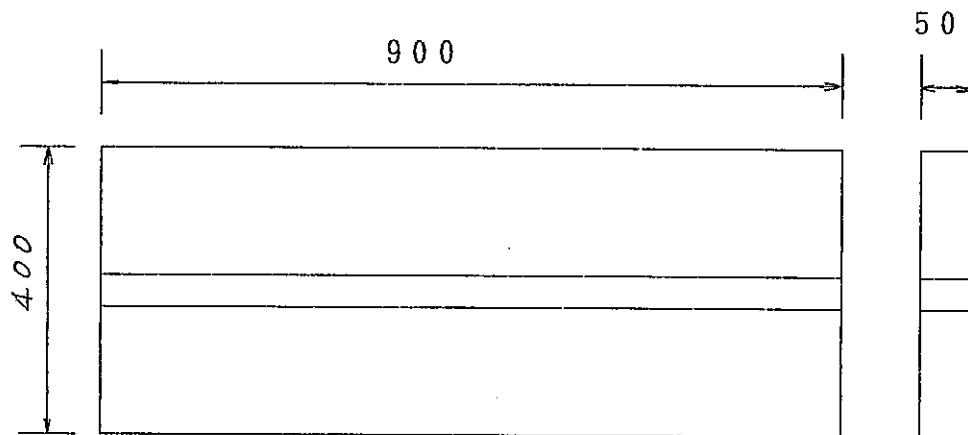
Level II

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD (A)

放射線検査記録(A) (/)

溶申 — 高 —— 号

Customer 注文主	高砂研究所(製技開セ)	Order No. 工事番号	8 5 5 6 9 2 0 /0100
Name of Part 品名	MAG溶接継手(M) TIG溶接継手(T)	Drawing No. 図面番号	_____
Weld Joint No. 溶接番号	T M	Quantity 数量	2 個

Sketch
撮影箇所

Procedure 要領	<input type="checkbox"/> 溶接の技術基準第11条 <input checked="" type="checkbox"/> JIS Z 3104
Acceptance Standard 判定基準	<input type="checkbox"/> 溶接の技術基準第11条 <input checked="" type="checkbox"/> JIS Z 3104
Result 判定結果	<input checked="" type="checkbox"/> Accept. 合 格
Note 記事	Witness 立会者 MHI 社内 / 211. 1/39 森木 Level II

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD. TAKASAGO MACHINERY WORKS
三菱重工業株式会社 高砂製作所

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD (B) 放射線検査記録(B)		溶申——高——号	
Customer 注文主	高砂研究所(製技開セ)	Order No. 工事番号	8 5 5 6 9 2 0 / 0100
Name of Part 品 名	MAG溶接継手(M) TIG溶接継手(T)	Drawing No. 図面番号	
溶接線番号(Weld) 撮影条件(Procedure)		T . M	
Film Identification No. フィルムマーク		N O . T . M	
Number of Films フィルム枚数		6	
Thickness (Base Material/Weld Material) 厚さ(母材/材厚)(mm)		50 / 50	
Penetrometer 透過度計		F 0 8 (S)	
Type of Radiation Source 線源の種類		^{60}CO	
Film Brand and Type フィルムの銘柄及び型(mm)		フジ#80 114×432	
Type of Screens スクリーンの種類		P b 0 . 1	
Minimum Source to Film Distance 焦点フィルム間最小距離[L1+L2](mm)		700	
Voltage 使用管電圧		—	
Exposure (mA Sec. or GBq Min.) 露出(管電流×秒又はギガベクレル×分)		37 G B q × 770 分	
Source-Weld-Film Arrangement 撮影配置		单壁摄影	
[L1] ...焦点、ペネトラメータ間距離 [L2] ...ペネトラメータ、フィルム間距離		1 2 3 4	
Note 記事		Witness 立会者	MHI 社内
		/	HII. "57 藤木 Level II

RADIOGRAPHIC EXAMINATION RECORD (C)

放射線検査記録(C) (/)

溶申——高——号

Abbreviations of kind of Indication (記号説明)

Witness
立会者

MHI

P : Porosity

C : Crack

S : Slag Inclusion

U : Undercut

LF : Lack of Fusion

I P : Incomplete Penetration

T I : Tungsten Inclusion

2/11. 1/29
數木
Level II

MITSUBISHI HEAVY INDUSTRIES, LTD. TAKASAGO MACHINERY WORKS

三菱重工業株式会社 高砂製作所

付録－5 残留応力推定のための参考文献

Distributions of Welding Residual Stresses in Various Welded Joints of Thick Plates[†]

Yukio UEDA* and Keiji NAKACHO**

Abstract

It was ten and several years ago that the authors developed a theory and a method for theoretical analysis of welding transient and residual stresses produced in a multi-pass welded joint of a very thick plate. Several years later, they also proposed and established a general measuring theory for experimental measurement of three-dimensional residual stresses. Henceforth, using these methods, they have obtained transient and residual stresses produced in many kinds of welded joints. In this paper, these calculated and measured results being summarized, residual stresses of thick plates due to multi-pass welding are synthetically studied and discussed on the characteristics of distributions, the correlation with cold cracking, the mechanism of production, etc.

KEY WORDS: (Welding Residual Stress) (Multi-pass Welding) (Theoretical Analysis) (Experimental Measurement)
(Influencing Factor) (Cold Crack) (Welded Joint) (Thick Plate)

1. Introduction

For study of safety of welded structures, it is very important to know transient and residual stresses produced by multi-pass welding in thick plates. However, it had been very difficult to obtain them by theoretical analysis or experimental measurement, owing to complexity of mechanical behaviors of weld metal and HAZ, three-dimensional state of stresses, etc.

More than ten years ago, the authors started a research on multi-pass welding residual stresses by performing theoretical analysis. In this research, based on the theories of thermal elastic-plastic analysis (finite element method)^{1),2)}, they developed an efficient and accurate method³⁾⁻⁶⁾ for analysis of multi-pass welding transient and residual stresses. Applying this method, multi-pass welding transient and residual stresses have been obtained, and their production mechanisms, their relations with cold cracks, etc. have been clarified³⁾⁻¹⁴⁾. About ten years ago, they proposed a new measuring theory of three-dimensional residual stresses using inherent strain as a parameter^{5),15)} and developed actual measuring methods such as L_x method^{16),17)} and L_y method^{17),18)}. It became practically possible to measure multi-pass welding residual stresses. Henceforth, welding residual stresses of several welded joints have been measured by newly developed approaches based on this theory^{16),17),19)}.

In this paper, using the results of these theoretical analysis and experimental measurement, characteristics of distribution of multi-pass welding residual stresses, influencing factors on them and their relations with cold

cracks are discussed synthetically.

2. Characteristics of Residual Stress Distributions, Influential Factors and Their Relations with Cold Cracks in Multi-pass Welded Joints

2.1 Calculated welding residual stresses

The authors have analyzed transient and residual stresses produced in various types of multi-pass welded joints of thick plates by theoretical method, and the production mechanisms of such stresses, the relations with cold cracks, etc. have been investigated³⁾⁻¹⁴⁾. A simple joint model under simple welding condition (SM 50 butt welded joint of 50 mm thickness plane plate) is chosen as an appropriate example (first example) to describe the characteristics of distributions of residual stresses. In the theoretical analyses treated in this section, temperature or temperature-history dependence of mechanical properties of materials are considered.

2.1.1 Multi-pass butt welded joint of thick plane plate (SM 50, plate thickness: 50 mm)

As shown in Fig. 1, 20-layer (20-pass) narrow gap butt welding was applied to SM 50 steel plate of 50 mm thickness⁶⁾. It was considered that the distribution pattern depends on the restraint condition of a joint, and two extreme restraint conditions were assumed; a condition under which longitudinal deformation and angular distortion occur freely (restraint condition A) and one under which both deformations are restricted (restraint condition B). Under respective conditions, residual stresses were

† Received on April 28, 1986

* Professor

** Research Instructor

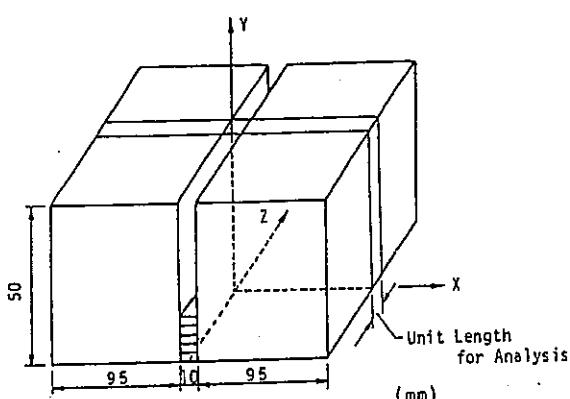
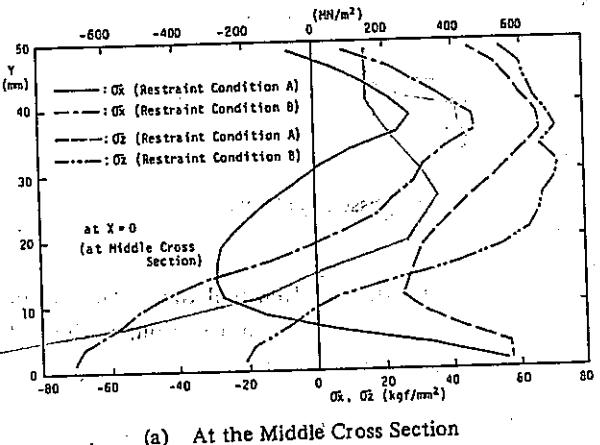


Fig. 1 Specimen for Analysis.



(a) At the Middle Cross Section

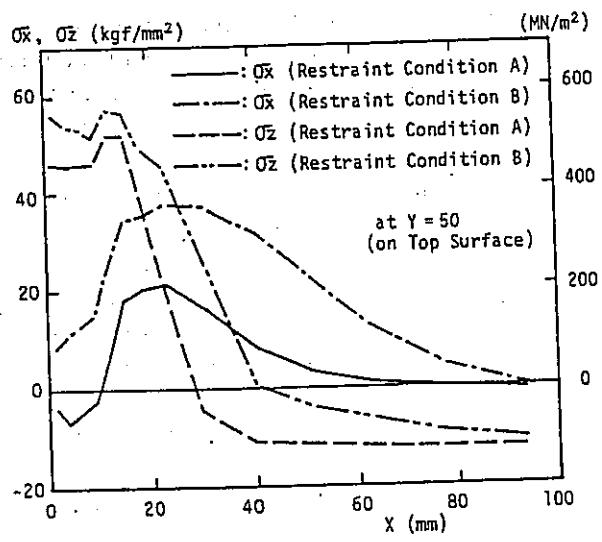


Fig. 2 Calculated Welding Residual Stresses.

obtained by theoretical analysis.

Distributions of residual stresses in the middle cross section of the weld zone and on the top surface of the specimen are shown in Fig. 2. σ_x indicates stresses in the plate width direction and σ_z those along the weld line. In case of restraint condition A in which longitudinal deformation and angular distortion occur freely, residual

応力の分布。

stresses near the bottom surface of the weld zone become largely tensile both along the weld line and in the plate width direction. In case of restraint condition B in which the above-mentioned deformations are restrained, these stresses are converted to compressive ones. Accordingly, root crack may occur under very small degree of restraint.

On the other hand, the effect of restraint condition was relatively small on the top surface side, i.e., in the vicinity of the finishing bead. The reason is that as the plate thickness increases, the above-mentioned deformations are more restrained internally when the welding near the finishing bead is applied, because the weld metal already laid recovers rigidity. The distribution of residual stresses near the finishing bead may be characterized by that the maximum tensile stresses appear not on the finishing bead but several layers below (see Refs. 4 and 7 for this reason). This is remarkable in plate width direction. Large tensile residual stresses in this vicinity may cause underbead crack, longitudinal crack and transverse crack.

2.1.2 Cylinder-head welded joint of a pressure vessel of very thick plates ($2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel, plate thickness: 100, 150 mm)

Welding residual stresses produced in a cylinder-head joint (U-groove) of a pressure vessel (Fig. 3 (a)) made of very thick $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel plate were estimated^{3)-5),7)}. For analysis and experiment, double U-groove joint models (Fig. 3 (b)) of 200 and 300 mm plate thickness which are twice as thick as the original were prepared, since it was considered that longitudinal deformation and angular distortion hardly occur due to the high degree of internal structural restraint for the actual joint. Each pass of welding was applied to these models alternately on each side of the grooves. In the experiment, submerged arc welding was applied. The numbers of passes were 87 for Model M-200 of 200 mm plate thickness and 167 for Model M-300 of 300 mm plate thickness.

Shown in Fig. 4 are the transverse welding transient and residual stresses σ_x on the top surface and in the middle cross section of Model M-300 obtained by both theoretical analysis and experiment. If attention is paid to residual stresses, it is seen that their distributions are subjected to the effect of restraint. Like the case of a butt joint of a plane plate under restraint condition B of the previous example, compressive stresses remain in the middle of the plate thickness direction (corresponds to the inner surface of an actual joint), the initially welded portion, and tensile stresses are produced near the top surface, of which maximum value appears just under the finishing bead. If embrittlement due to diffusive hydrogen accompanies, underbead crack may occur and expand to the surface.

Transient stresses produced when the groove is welded

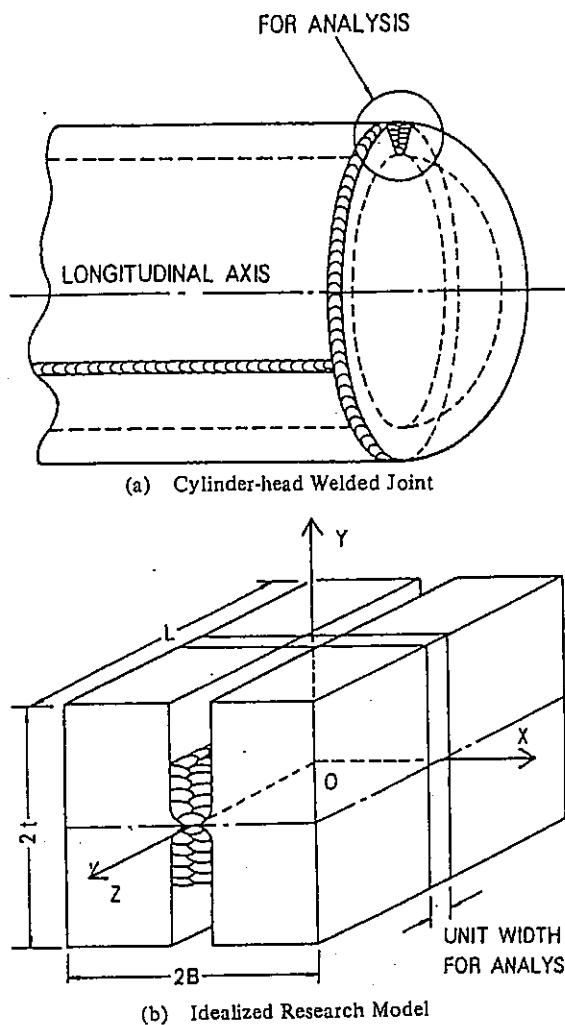


Fig. 3 Cylinder-head Welded Joint of a Pressure Vessel and Its Research Model.

halfway and cooled to the interpass temperature (200°C) are also shown in Fig. 4. The pattern of these distributions shows fundamentally the same characteristics as of the aforementioned residual stresses.

2.1.3 Multi-pass corner welded joint of thick plane plate (SM 50, plate thickness: 40 mm)

In order to investigate and prevent lamellar tearing and root crack of a multi-pass corner joint from a dynamical view point, welding residual stresses produced in such a joint have been analyzed under various conditions⁸⁾⁻¹¹⁾. CJC (Corner Joint weld Cracking) test model shown in Fig. 5 was used for the analysis of a corner joint. Changing the external restraint, theoretical analyses were performed for the cases when bending restraint intensity is large ($K_B = 10^6 \text{ kgf}\cdot\text{mm}/\text{mm}\cdot\text{rad}$) and when it is the least ($K_B = 0$).

Shown in Fig. 6 are the distributions of welding residual stresses σ_x (perpendicular to the weld line) in the section of the weld zone and on the top surface of the vertical plate. These distributions change in a similar

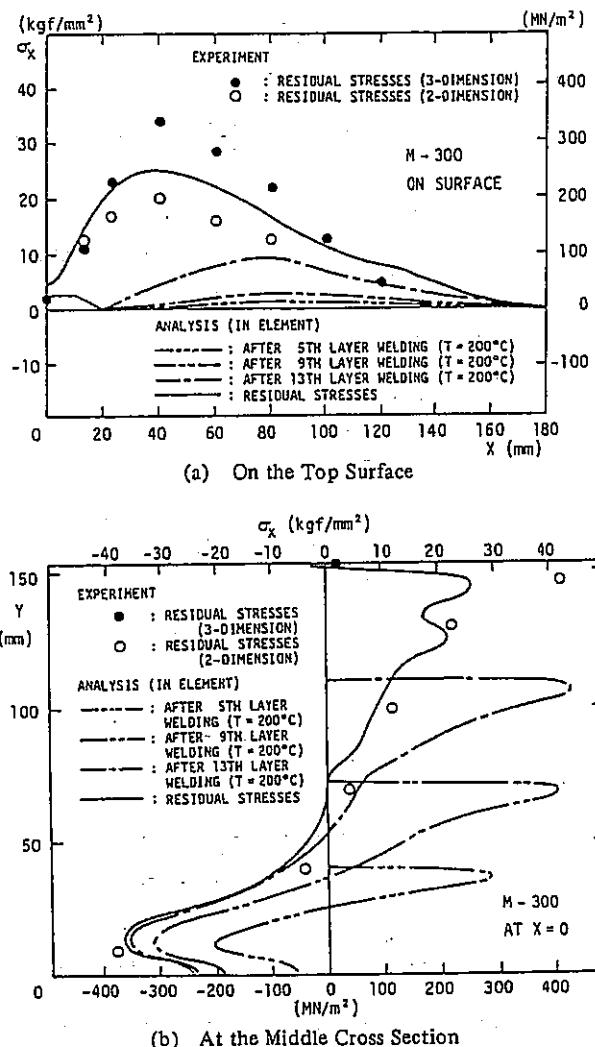


Fig. 4 Transverse Welding Transient and Residual Stresses.

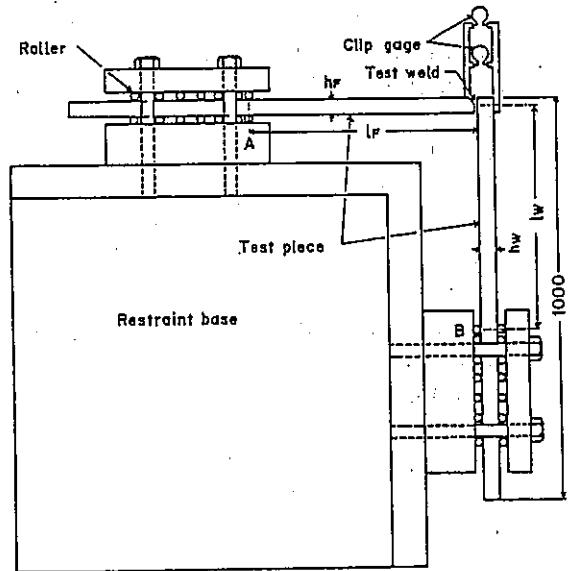


Fig. 5 Corner Joint Weld Cracking Test (CJC-test) Apparatus.

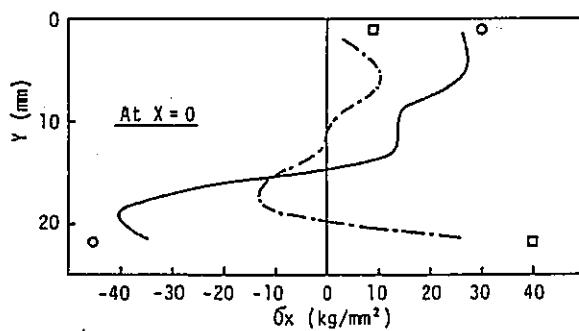
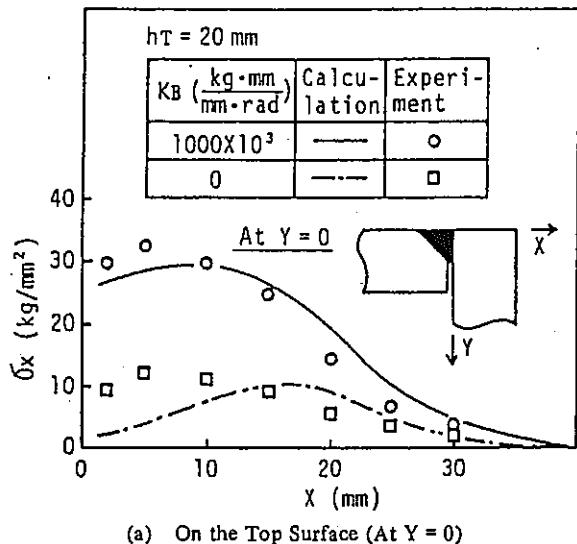


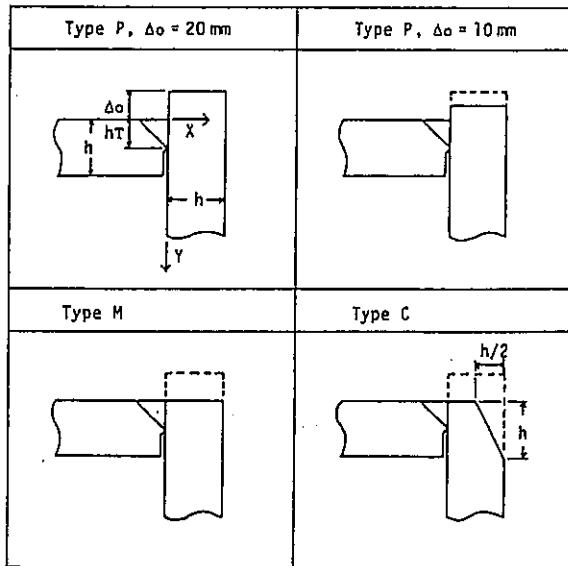
Fig. 6 Transverse Welding Residual Stresses.

manner to those in the butt joint of the first example according to the change of restraint to angular distortion (corresponds to bending restraint here). When bending restraint is large, tensile residual stresses on the top surface of the vertical plate become larger and may cause lamellar tearing. When bending restraint is small, large tensile stresses are produced at the root of the groove and may cause root crack.

With the purpose to prevent initiation of lamellar tearing by decreasing tensile stresses on the top surface of the vertical plate even when bending restraint is large, residual stresses were analyzed on four types of groove (Fig. 7). Residual stress distributions near the top surface of the vertical plate are shown in Fig. 8. Tensile residual stresses of types P and C are smaller than those of type M.

2.1.4 Multi-pass butt welded joint of thin and thick pipes (SUS 304, plate thickness: 5.5, 8.6 and 30.9 mm)

Residual stresses produced in SUS 304 steel pipes by circumferential multi-pass butt welding (V-groove) were theoretically analyzed¹²⁾⁻¹⁴⁾. Sizes of the used pipes are 2B pipe (5.5 mm thickness), 4B pipe (8.6 mm) and 24B pipe (30.9 mm), and the sequence of welding is shown in Fig. 9. TIG welding method was applied to the welding of initial passes and SMAW to the sequent passes. From the



$h = 40 \text{ mm}, hT = 20 \text{ mm}, \text{Angle of vee : } 45^\circ$
 $K_B = 1000 \times 10^3 \text{ kg} \cdot \text{mm}/\text{mm} \cdot \text{rad}$ ($t = 56 \text{ mm}$)

Fig. 7 Shapes of Grooves.

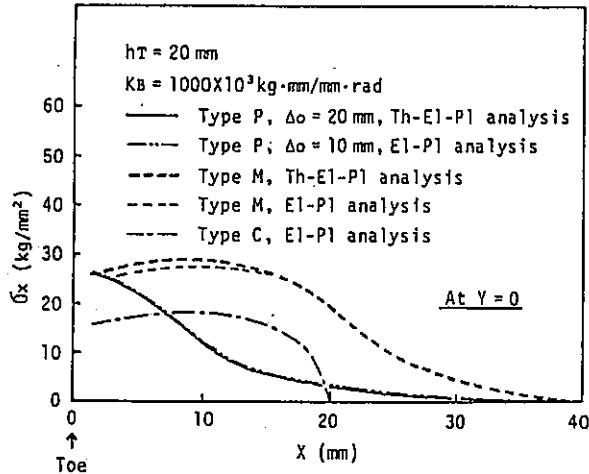


Fig. 8 Calculated Transverse Welding Residual Stresses on the Top Surface.

third layer, the heat-sink welding by which the inner surface of a weld zone is cooled by strong water-spraying during welding was applied in addition to the conventional welding by which a joint is naturally cooled. This heat-sink welding aims to produce compressive residual stresses on the inner surface of the weld zone and prevent stress corrosion cracking. 4B pipe was also used to investigate how the influence differs when heat input is increased and the number of passes is decreased. Analyzed residual stress distributions are shown in Figs. 10 (heat input is increased to Q-14, Q-23, Q-45) and 11.

Since butt welded joints of pipes are axisymmetric, longitudinal deformation due to welding is internally restrained, while angular distortion occurs to some degree. In case of 24B pipe (30.9 mm thickness), stress distributions are similar to one produced under this restraint condition. That is, the distributions are between those

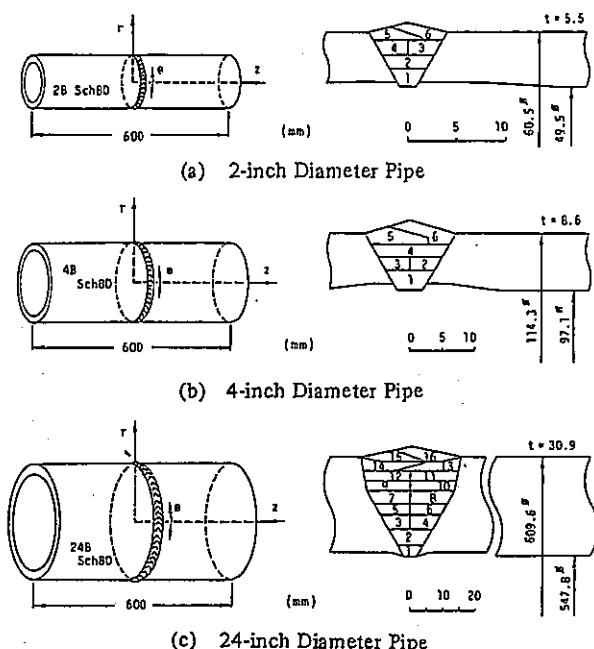


Fig. 9 Dimensions and Build-up Sequences of Pipes Used in Analysis.

produced under the two extreme restraint conditions of the butt joint of the first example.

If heat-sink welding is used, the inner surface or the initially welded side is compulsorily cooled, so that a great temperature difference occurs in the plate thickness direction like the case of thick plates. Therefore, even in case of thin plates such as 2B pipe (5.5 mm) and 4B pipe (8.6 mm), residual stresses distribute similarly to those in the restraint condition B of the butt joint of thick plates of the first example, and compressive stresses remain on the inner surface of the weld zone. These compressive stresses prevent stress corrosion cracking.

2.2 Measured welding residual stresses

The authors presented a general measuring principle of three-dimensional residual stresses in which inherent strain is used as a parameter and formulated it using the finite element method^{5),15)}. Applying this measuring theory, they conducted experiments on several multi-pass butt welded joints of thick plates and measured their three-dimensional welding residual stresses. Followings are the examples^{16),19)}.

2.2.1 Multi-pass butt welded joint of thick plane plate (SS 41, plate thickness: 50 mm)

In experiment, residual stresses of a multi-pass butt welded joint (Fig. 12) of a mild steel (SS 41) plate were measured¹⁶⁾. The size of the used specimen is as follows: weld length, $L = 200$ mm, plate width $B = 200$ mm and plate thickness, $t = 50$ mm. 14-pass submerged arc welding

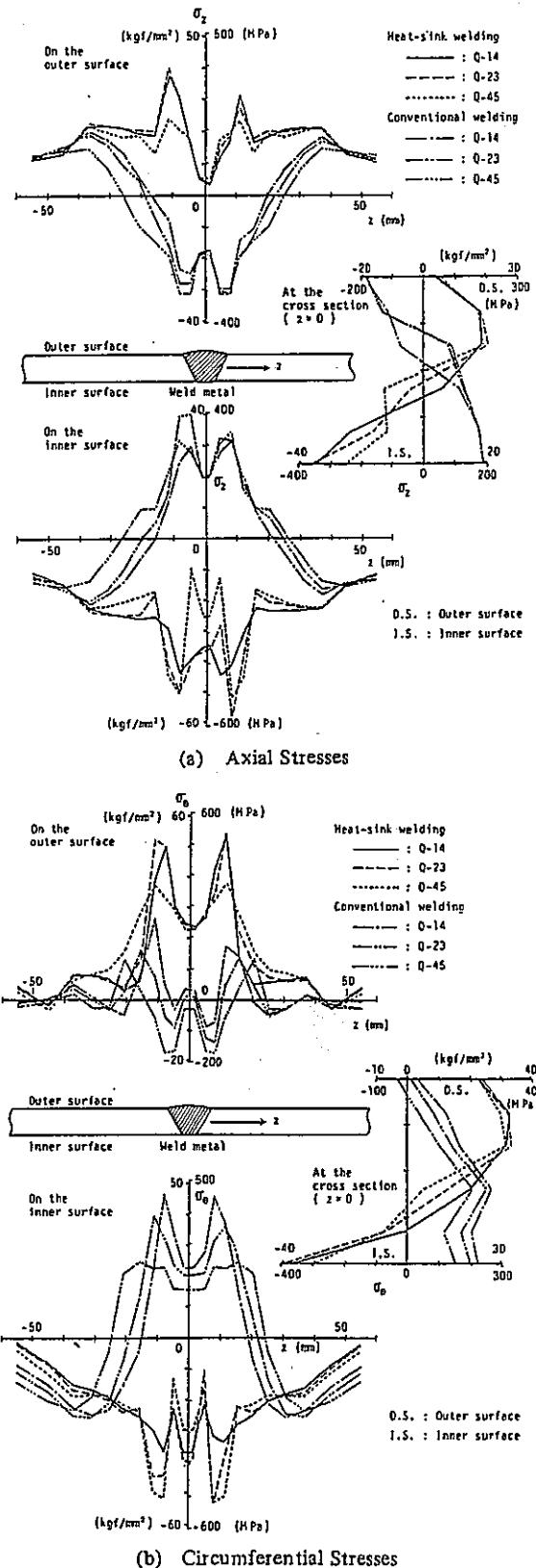


Fig. 10 Calculated Welding Residual Stresses of 4-inch Pipes on the Inner and Outer Surfaces and at the Middle Cross Section.

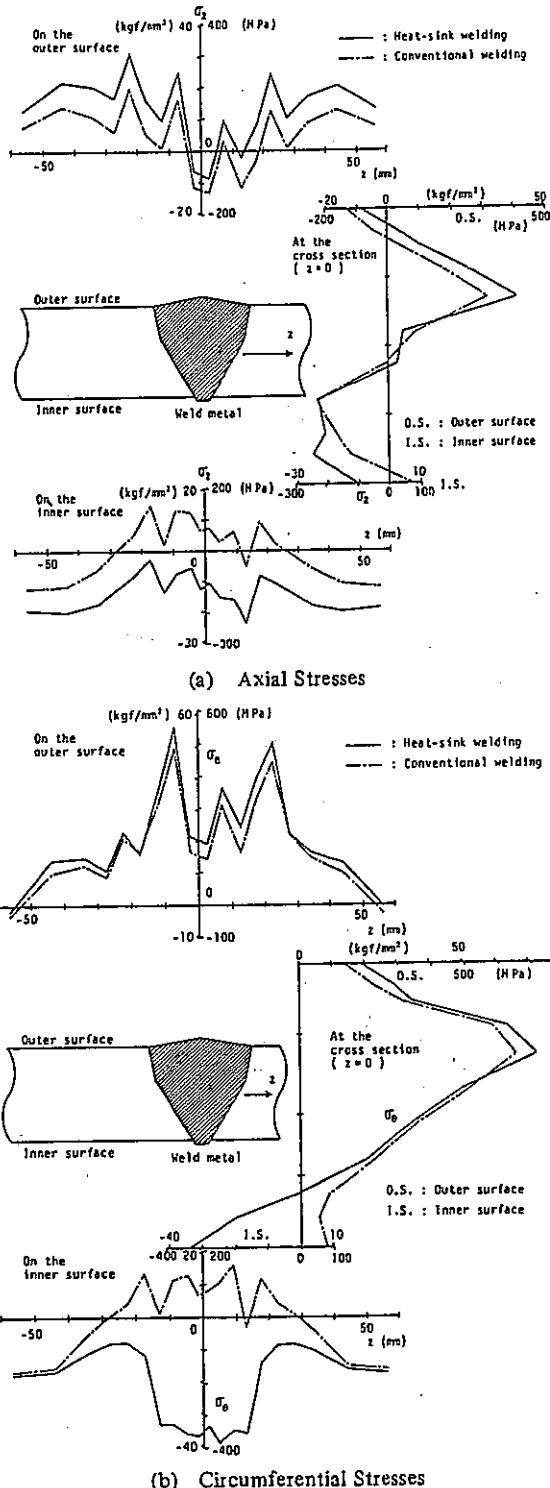
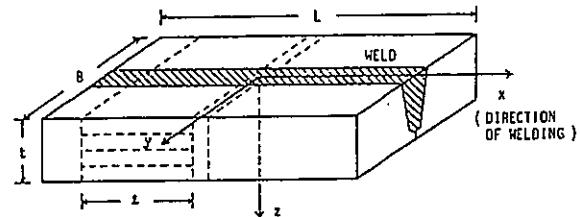


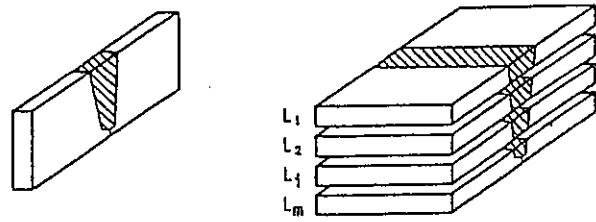
Fig. 11 Calculated Welding Residual Stresses of 24-inch Pipes on the Inner and Outer Surfaces and at the Middle Cross Section.

was applied to the U-groove of the specimen. No restraint was added to the welding deformation such as longitudinal deformation or angular distortion.

Residual stress distributions of σ_x (longitudinal direction) and σ_y (plate width direction) measured on the top and bottom surfaces and in the cross sections in the



(a) Experimental Model of Multi-pass Welded Joint (R-specimen)



(b) Sliced Cross Section in the Weld Line (T-specimen)

(c) Sliced Plates, Parallel to XY-plane (L_i specimen)

Fig. 12 Experimental Model and Procedure of Slicing T and L_i Specimens (L_2 Method).

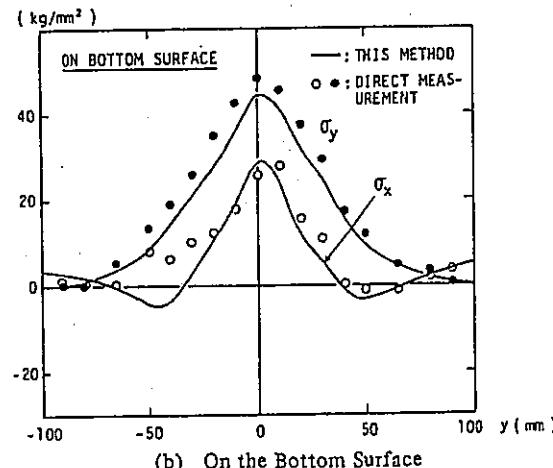
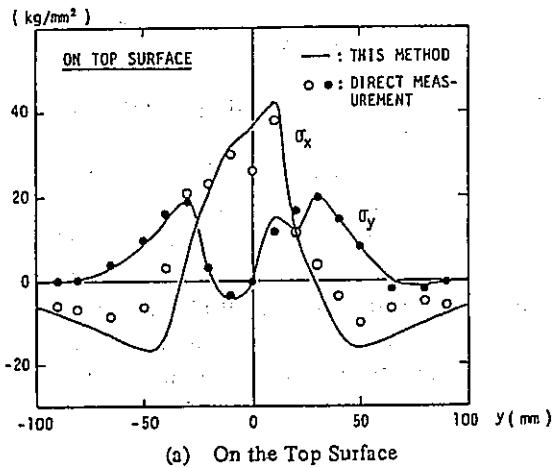


Fig. 13 Measured Welding Residual Stresses on the Surfaces in the Middle of the Weld Line.

middle of the weld line are shown in Figs. 13 and 14. Their distribution patterns are quite the same as those under the restraint condition A of the joint of the first

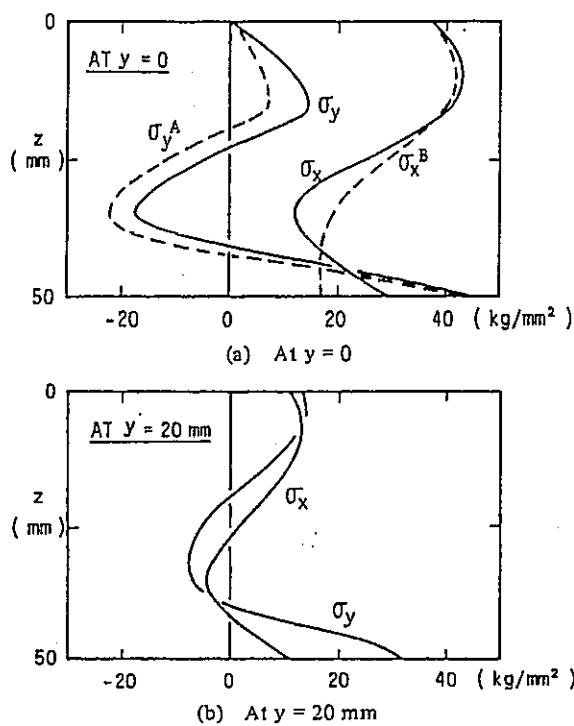


Fig. 14 Measured Welding Residual Stresses at the Cross Section in the Middle of the Weld Line.

example, in which no external restraint is added. That is to say, large tensile stresses are produced not only immediately under the finishing bead but also at the bottom surface owing to the great influence of longitudinal deformation and angular distortion. This is one of the typical characteristics of the residual stress distributions. Accordingly, root crack may occur in this case.

2.2.2 Multi-pass butt longitudinal and circumferential welded joints in a penstock (HT 80, plate thickness: 50 mm)

Using a large size penstock model of 80 kgf/mm² class high tensile strength steel plate, three-dimensional residual stresses produced in a tubular shell plate by (1) cold bending, (2) longitudinal welding of a joint and (3) circumferential welding of a joint were measured respectively¹⁹⁾. The penstock model and the location of each specimen taken out are shown in Fig. 15. The plate thickness of the model is 50 mm. Submerged arc welding was applied first to the inner side and then to the outer side of the X-grooves.

Distributions of three-dimensional residual stresses produced in the shell plate by cold bending are shown in Fig. 16. Residual stresses in the axial direction of the model, σ_z^M , and those in the circumferential direction, σ_θ^M , are almost point-symmetric with respect to the center of the plate thickness. σ_z^M is approximately 30 ~ 50% of σ_θ^M in magnitude. It is considered that these are the typical characteristics of residual stress distributions by this type of cold bending.

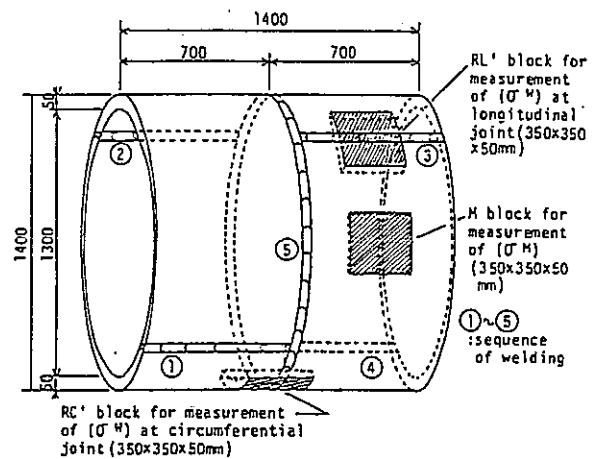


Fig. 15 Model of Penstock.

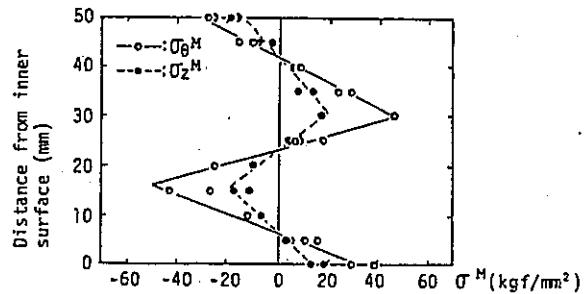
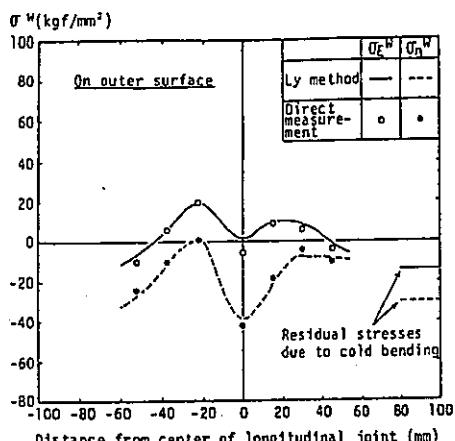


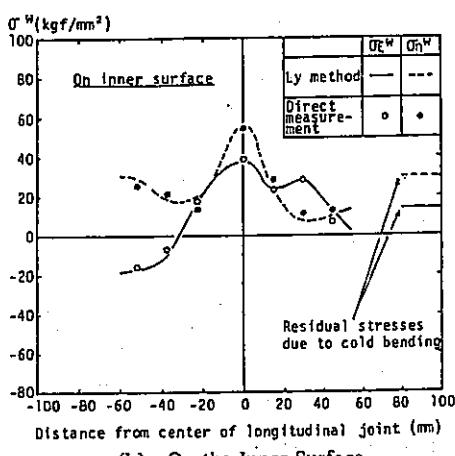
Fig. 16 Measured Residual Stresses due to Cold Bending in Shell Plate.

Welding residual stress distributions in the longitudinal joint are shown in Figs. 17 and 18. Distributions in Fig. 17 are complicated since welding residual stresses distribute on and near the weld metal, and combined residual stresses by cold bending and the subsequent weldings on the base plate near the weld line. The above residual stresses distributed in the plate thickness direction are shown in Fig. 18. Figure 18 (a) shows welding residual stresses in the weld zone and (b) residual stresses by cold bending and the subsequent weldings in the base plate. From these distributions, especially Fig. 18 (a), in reference to the first example, welding deformation behavior of this joint is predicted as follows: Angular distortion occurs easily in longitudinal joints as is evident from the distribution of σ_θ^W (circumferential stress) in Fig. 18 (a). While longitudinal deformation, which is considered to occur hardly, is known to considerably occur from the distribution of σ_η^W (axial stress, along the weld line here) in the same figure. This may be explained by the fact that the length of the model at the longitudinal welding is shorter in comparison to the radius.

Distributions of welding residual stresses in a circumferential joint are shown in Figs. 19 and 20. It is seen from the residual stress distributions in the plate thickness direction of the weld zone shown in Fig. 20 (a) that distributions of circumferential (along the weld line) stresses σ_θ^W and axial stresses σ_η^W are similar to those in the cir-

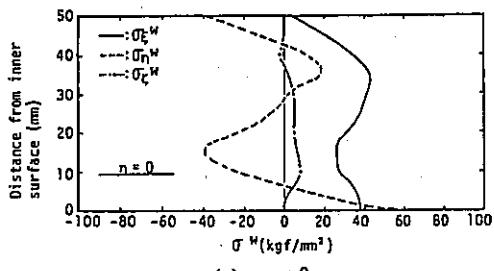


(a) On the Outer Surface

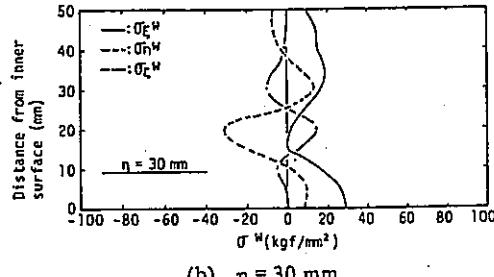


(b) On the Inner Surface

Fig. 17 Measured Welding Residual Stresses on the Surfaces (Longitudinal Joint).

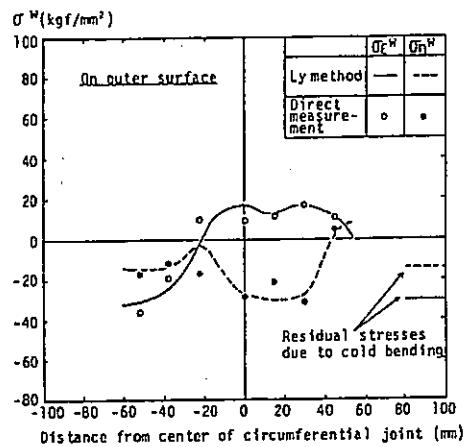


(a) η = 0

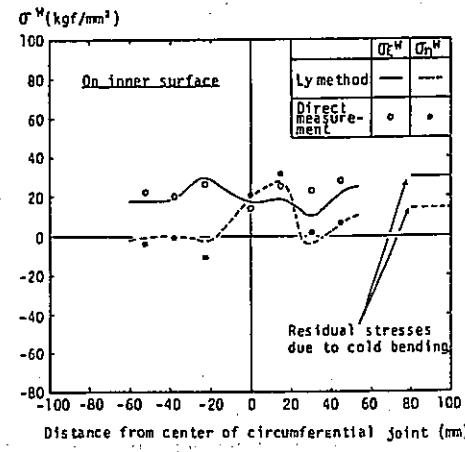


(b) η = 30 mm

Fig. 18 Measured Welding Residual Stresses at the Cross Sections (Longitudinal Joint).

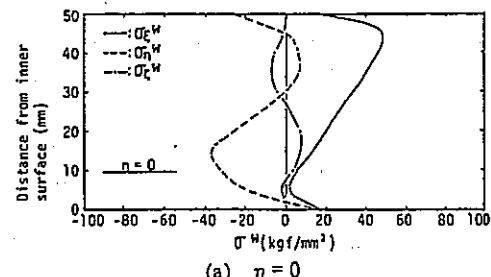


(a) On the Outer Surface

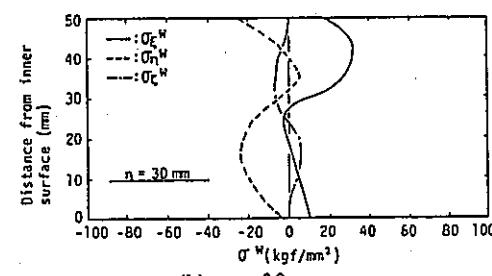


(b) On the Inner Surface

Fig. 19 Measured Welding Residual Stresses on the Surfaces (Circumferential Joint).



(a) η = 0



(b) η = 30 mm

Fig. 20 Measured Welding Residual Stresses at the Cross Sections (Circumferential Joint).

cumferential butt joint of 24B pipe already described in 2.1.4. Especially, σ_x^w shows a close resemblance to those in 24B pipe. Naturally, their production mechanisms are the same. It is considered that angular distortion occurs to some extent and longitudinal deformation little.

2.2.3 Butt welded joint of very thick plate by electroslag welding (SM 50, plate thickness: 100 mm)

Residual stresses of a butt welded joint of SM 50 steel of 100 mm plate thickness by electroslag welding (Fig. 21) were measured¹⁷⁾. Electroslag welding takes quite a different welding process from multi-pass welding which has been treated in this study. Residual stresses by electroslag welding deserve attention as those produced by applying large heat input (2094 KJ/cm) for the single pass.

Welding residual stresses at the middle cross section of the weld line produced by this welding method are shown in Figs. 22 and 23. Figure 22 (a) shows the distributions of residual stresses in the plate width direction (y -direction) on the surface, Fig. 22 (b) those along the center of the plate thickness, and Fig. 23 the distributions of residual stresses in the plate thickness direction. The residual stress along the weld line, σ_x , shown in Fig. 22 (b) is comparatively similar to that produced in a one-pass butt welded joint made of a thin steel plate in which phase transformation occurs at a low temperature²⁰⁾. That is to say, of the distribution in the plate width direction, large tensile stresses are produced in the HAZ and small tensile stresses in the weld metal. The maximum tensile stresses are produced at the center of the plate thickness as seen from the distributions in the plate thickness direction at the HAZ ($y = 50$ mm) shown in Fig. 23 (b).

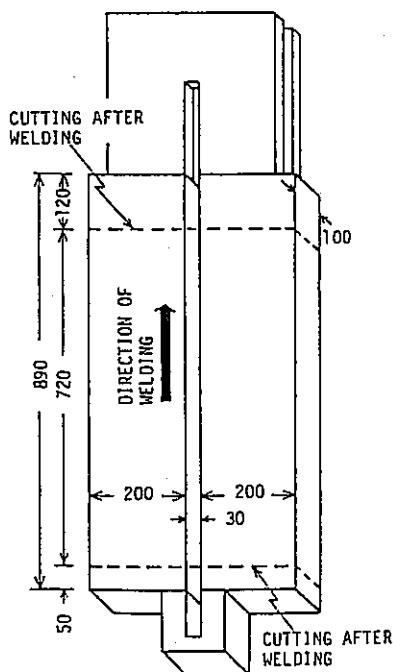
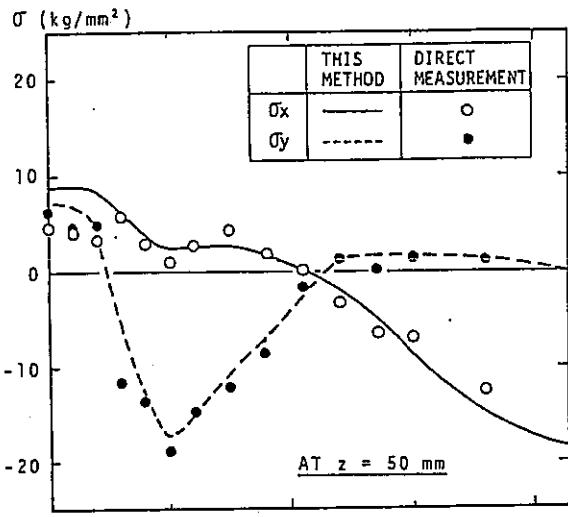
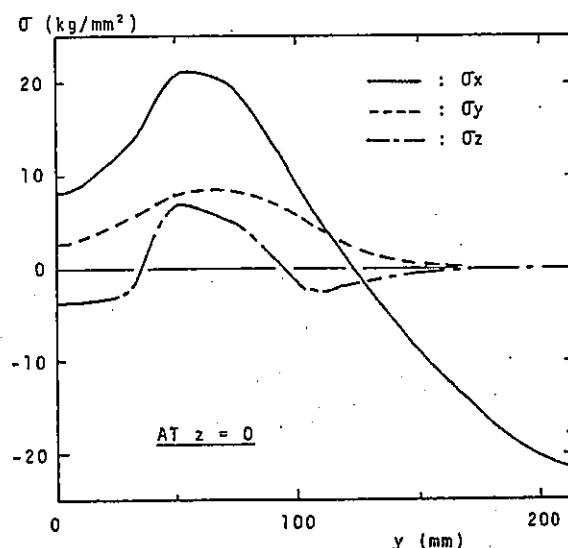


Fig. 21 Test Joint of Electroslag Welding.



(a) On the Surface (At $z = 50$ mm)



(b) Along the center of the Plate Thickness
(At $z = 0$)

Fig. 22 Measured Welding Residual Stresses at the Middle Cross Section of the Weld Line.

may be that the specimen is made of very thick plates so that the center of the plate thickness cools more slowly than any other portions.

2.3 Characteristics of residual stress distributions in multi-pass welded joints of thick plates and influential factors

Characteristics of residual stress distributions in several kinds of multi-pass welded joints of thick plates described in this research are summarized in the following.

Conceivable influential factors on the residual stress distributions are the followings:

- (i) material properties (physical and mechanical properties),
- (ii) welding condition (especially heat input),
- (iii) groove shape,
- (iv) build-up sequence,
- (v) restraint

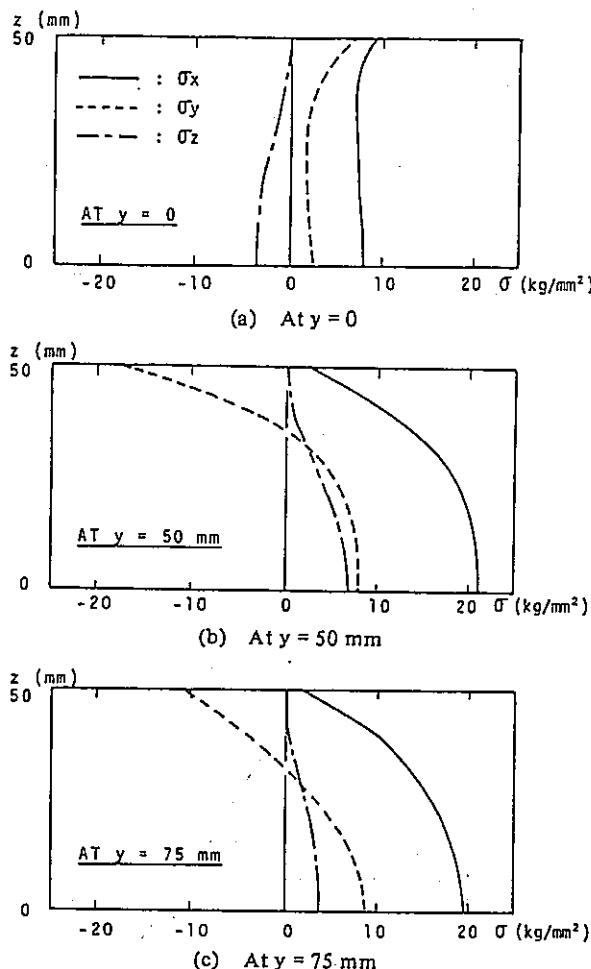


Fig. 23 Measured Welding Residual Stresses at the Middle Cross Section of the Weld Line (Distributions in the Plate Thickness Direction).

condition of a joint, etc.

Materials used for the joint models were;

- (a) SM 50, (b) 2½Cr-1Mo, (c) SUS 304, (d) SS 41 and
- (e) HT 80.

Their mechanical properties, the aforementioned (i), such as yield stress, instantaneous linear expansion coefficient, etc., and their changes during phase transformation are greatly different from one another. So are (ii) the welding condition, (iii) the groove shape and (iv) the build-up sequence of the respective joints. These factors influence the welding residual stresses quantitatively. For example, in the joints made of HT 80 described in 2.2.2, the maximum residual stresses do not reach the yield stress. This is due to the phase transformation expansion at low temperature ($400 \sim 500^\circ\text{C}$), which reduces the maximum tensile residual stresses greatly. However, as having already mentioned hereinbefore, the patterns of residual stress distributions are influenced a little by (i) material properties, (ii) the welding condition, (iii) the groove shape and (iv) the build-up sequence, while they are greatly influenced by and dependent on (v) the

restraint condition of a joint. Therefore, such characteristics of residual stress distributions were arranged with respect to the restraint condition of a joint as shown in Table 1.

Correlations of the restraint condition of a joint with residual stress distributions and welding cracks may be simply stated as follows: "Irrespective of severity of the restraint condition of a joint, longitudinal and transverse (in the directions of the weld line and the plate width) large tensile stresses are produced in the surrounding portion of the finishing bead. These tensile stresses may cause underbead crack, longitudinal crack or transverse crack. If the restraints against longitudinal deformation and angular distortion are weak, large tensile residual stresses are produced near the initially welded bottom surface and may cause root crack."

As a result, the characteristics of residual stress distributions can be read qualitatively in this Table, provided that the restraint condition of a joint is estimated.

3. Concluding Remarks

In this research, the authors summarized residual stress distributions in multi-pass welded joints of thick plates obtained by theoretical analysis and experimental measurement on seven kinds of weld joints. They clarified correlations between the influential factors and cold cracks.

The most important conclusion is that the characteristics of residual stress distributions are greatly influenced by the restraint condition of a joint. Obtained correlations are shown in Table 1. From now on, it is possible to qualitatively know the characteristics of residual stress distributions from this Table if the restraint condition of a joint is estimated. The production mechanisms of the welding residual stresses of the joints, which were discussed only a little in this paper, are detailed in the papers written on respective joints.

References

- 1) Y. Ueda and T. Yamakawa: Analysis of Thermal Elastic-plastic Stress and Strain during Welding by Finite Element Method, Trans. of JWS (The Japan Welding Society), Vol. 2, No. 2, 1971, pp. 90-100, and IIW Doc. X-616-71, 1971, and Journal of JWS, Vol. 42, No. 6, 1973, pp. 567-577 (in Japanese).
- 2) Y. Ueda and K. Nakacho: Theory of Thermal Elastic-plastic Analysis with a More General Work Hardening Rule, Trans. of JWRI (Welding Research Institute of Osaka Univ., Japan), Vol. 9, No. 1, 1980, pp. 107-114, and IIW Doc. X-989-81, 1981.
- 3) Y. Ueda et al.: Analysis of Thermal Elastic-plastic Stresses and Strains due to Welding - Multi-layer Welds -, Proc. of 7th National symp. of Matrix Methods of Structural Analysis and Design (The Society of Steel Construction of Japan), 1973, pp. 419-426 (in Japanese).
- 4) Y. Ueda et al.: Transient and Residual Stresses in Multi-pass

Table 1 Classification of Welding Residual Stress Distributions According to the Restraint Condition.

		Angular Distortion	
		Restricted	Free
Longitudinal Deformation	Restricted	<ul style="list-style-type: none"> • Butt Joint of Plane Plate (SM50), Restraint Cond. B (1st Example) • Cylinder-Head Butt Joint of Pressure Vessel • Corner Joint of Plane Plate, $K_B = 10^6 \text{ kgf} \cdot \text{mm}/\text{mm} \cdot \text{rad}$ 	<ul style="list-style-type: none"> • Butt Joint of 24B Pipe • Butt Joint in Penstock, Circumferential Joint
	Free	<ul style="list-style-type: none"> • Butt Joint in Penstock, Longitudinal Joint 	<ul style="list-style-type: none"> • Butt Joint of Plane Plate (SM50), Restraint Cond. A (1st Example) • Corner Joint of Plane Plate, $K_B = 0$ • Butt Joint of Plane Plate (SS41)

σ_x : Transverse Welding Residual Stress, σ_z : Longitudinal Welding Residual Stress

(in Japanese).

- Welds, IIW Doc. X-698-73, 1973, and Trans. of JWRI, Vol. 3, No. 1, 1974, and J. of JWS, Vol. 44, No. 6, 1975, pp. 464–474 (in Japanese).
- 5) Y. Ueda, K. Fukuda and K. Nakacho: Basic Procedures in Analysis and Measurement of Welding Residual Stresses by the Finite Element Method, Proc. of Int. Conf. on Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects (The Welding Institute, England), 1977, pp. 27–37.
 - 6) Y. Ueda and K. Nakacho: Simplifying Methods for Analysis of Transient and Residual Stresses and Deformation due to Multipass Welding, Trans. of JWRI, Vol. 11, No. 1, 1982, pp. 95–103, and Quarterly J. of JWS, Vol. 2, No. 1, 1984, pp. 75–82 (in Japanese).
 - 7) Y. Ueda et al.: Multipass Welding Stresses in Very Thick Plates and Their Reduction from Stress Relief Annealing, IIW Doc. X-850-76, 1976, and Trans. of JWRI, Vol. 5, No. 2, 1976, pp. 179–189, and Proc. of Third Int. Conf. on Pressure Vessel Technology (ASME), Part II, 1977, pp. 925–933.
 - 8) Y. Ueda et al.: Dynamical Characteristics of Weld Cracking in Multipass Welded Corner Joint, Trans. of JWS, Vol. 8, No. 2, 1977, pp. 138–142, and J. of JWS, Vol. 48, No. 1, 1979, pp. 34–39 (in Japanese).
 - 9) Y. Ueda et al.: Prevention of Lamellar Tearing in Multipass Welded Corner Joint, Trans. of JWS, Vol. 9, No. 2, 1978, pp. 128–133, and J. of JWS, Vol. 48, No. 7, 1979, pp. 525–531.
 - 10) Y. Ueda et al.: Weld Cracking in Multipass Welded Corner Joint – Comparison of Submerged Arc Welding with Covered Arc Welding –, J. of JWS, Vol. 50, No. 4, 1981, pp. 421–427 (in Japanese), and IIW Doc. IX-1236-82 and X-1010-82, 1982.
 - 11) Y. Ueda et al.: Cracking in Welded Corner Joints, Metal Constr., Vol. 16, No. 1, 1984, pp. 30–34.
 - 12) Y. Ueda et al.: Residual Stresses at Circumferential Weld of Austenitic Stainless Steel Pipe by Heat-sink Welding, J. of JWS, Vol. 49, No. 1, 1980, pp. 61–66 (in Japanese).
 - 13) Y. Ueda et al.: Residual Stresses and Their Mechanisms of Production at Circumferential Weld by Heat-sink Welding, J. of JWS, Vol. 52, No. 2, 1983, pp. 90–97 (in Japanese).
 - 14) Y. Ueda, K. Nakacho and T. Simizu: Improvement of Residual Stresses of Circumferential Joint of Pipe by Heat-sink Welding for IGSCC, 1984 Pressure Vessel and Piping Conference (ASME), 84-PVP-10, 1984, and J. of Pressure Vessel Technology (ASME), Vol. 108, No. 1, 1986, pp. 14–23.
 - 15) Y. Ueda et al.: A New Measuring Method of Residual Stresses with the Aid of Finite Element Method and Reliability of Estimated Values, J. of SNAJ (The Society of Naval Architects of Japan), Vol. 138, 1975, pp. 499–507 (in Japanese), and Trans. of JWRI, Vol. 4, No. 2, 1975, pp. 123–131, and IIW Doc. X-810-76, 1976.

- 16) Y. Ueda, K. Fukuda and M. Tanigawa: New Measuring Method of 3-dimensional Residual Stresses Based on Theory of Inherent Strain, J. of SNAJ, Vol. 145, 1979, pp. 203-211 (in Japanese), and Trans. of JWRI, Vol. 8, No. 2, 1979, pp. 249-256, and IIW Doc. X-987-81, 1981.
- 17) Y. Ueda, K. Fukuda and M. Fukuda: A Measuring Theory of Three Dimensional Residual Stresses in Long Welded Joints, J. of JWS, Vol. 49, No. 12, 1980, pp. 845-853 (in Japanese), Trans. of JWRI, Vol. 12, No. 1, 1983, pp. 113-122, and IIW Doc. X-1066-84, 1984.
- 18) Y. Ueda and K. Fukuda: Simplified Measuring Methods of Three Dimensional Welding Residual Stresses, Trans. of JWRI, Vol. 11, No. 2, 1982, pp. 95-104, and IIW Doc. X-1067-84, 1984.
- 19) Y. Ueda et al.: Three Dimensional Cold Bending and Welding Residual Stresses in Penstock of 80 kgf/mm² Class High Strength Steel Plate, J. of JWS, Vol. 51, No. 7, 1982, pp. 570-577 (in Japanese), and Trans. of JWRI, Vol. 12, No. 2, 1983, pp. 117-126, and IIW Doc. X-1068-84, 1984.
- 20) K. Satoh and T. Terasaki: Effect of Transformation Expansion on Welding Residual Stresses Distributions and Welding Deformations, J. of JWS, Vol. 45, No. 7, 1976, pp. 560-566 (in Japanese).

付録－6 応力拡大係数の計算方法

応力拡大係数の計算方法

弾性解析結果における溶接部の応力を用いて、円筒の周方向に半梢円き裂がある場合等の応力拡大係数K値の簡易計算方法を示す。

円筒効果が含まれていないが、き裂寸法が小さく曲率の影響が小さいとみなされる場合には円筒形状にも近似的に適用できる Newman - Raju 解を例として以下に示す。

$$K_1 = (\sigma_m + H\sigma_b) F \sqrt{\pi a / Q}$$

$$Q = 1 + 1.464(a/c)^{1.65}$$

$$F = [M_1 + M_2(a/t)^2 + M_3(a/t)^4] \cdot f_s \cdot g \cdot f_w$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \phi$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89/(0.2 + a/c)$$

$$M_3 = 0.5 - 1.0/(0.65 + a/c) + 14(1.0 - a/c)^{24}$$

$$f_s = [(a/c)^2 \cos^2 \phi + \sin^2 \phi]^{1/4}$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(a/t)^2](1 - \sin \phi)^2$$

$$f_w = \left[\sec \left(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{1/2}$$

$$p = 0.2 + a/c + 0.6(a/t)$$

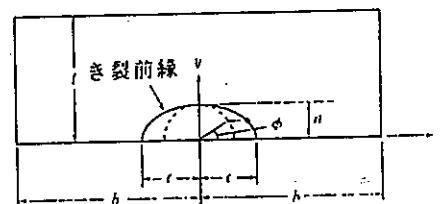
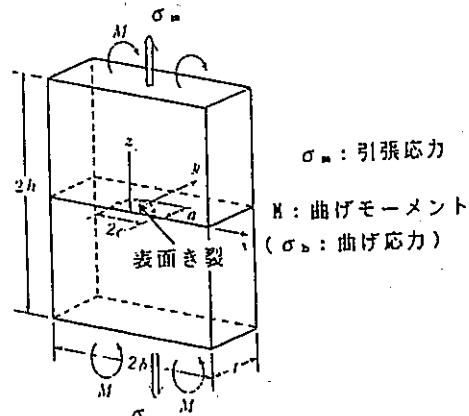
$$H_1 = 1 - 0.34(a/t) - 0.11(a/c)(a/t)$$

$$H_2 = 1 + G_1(a/t) + G_2(a/t)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c)$$

$$G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/c)^{1.5}$$

ここで、 σ_m 、 σ_b はそれぞれ引張応力、曲げ応力である。 a 、 c はそれぞれ半梢円表面き裂の深さとき裂半長を、 t 、 $2b$ はそれぞれ平板の板厚と板幅を表わす。 ϕ は、半梢円き裂前線の位置を表わす角度である。なお、Newman - Raju 解の適用限界として、 $a/c < 1.0$ 、 $a/t < 0.8$ 、 $c/b < 0.5$ の条件が与えられている。



材料の破壊靱性値と計算で求めた応力拡大係数Kの関係を以下に示す。欠陥により生じる応力拡大係数が材料の破壊靱性に相当するための限界欠陥サイズより許容欠陥サイズを求める。

$$\bullet K_1 < K_{mat}$$

$$\bullet K_{mat} = \sqrt{J_{mat} \frac{E}{1-\nu^2}}$$

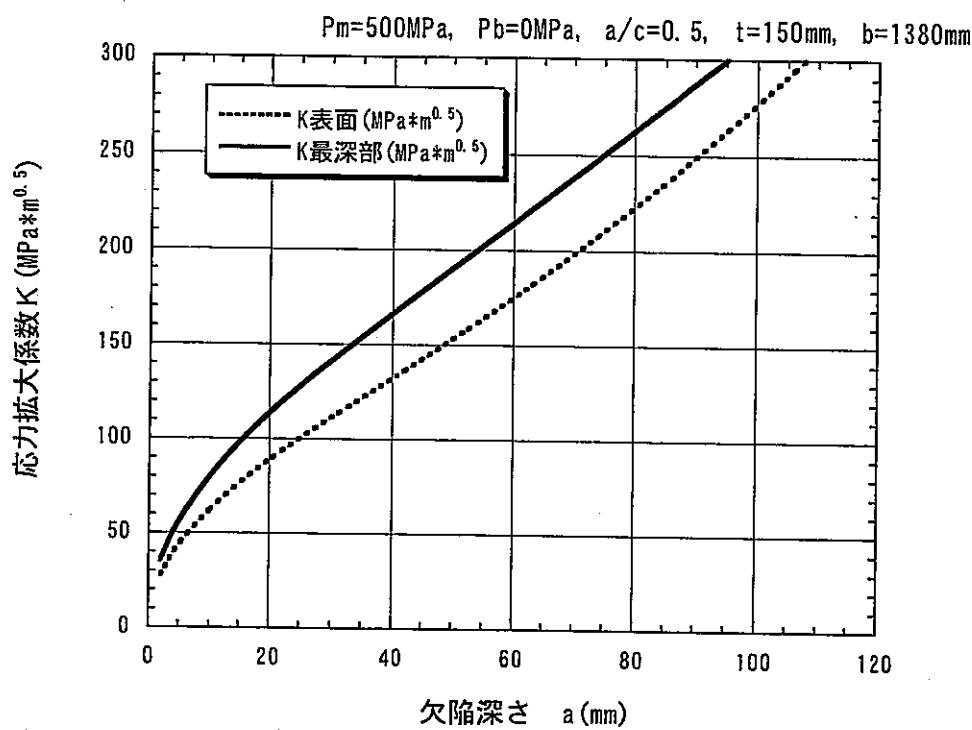


図 6.2.2-1 欠陥深さと応力拡大係数の関係（膜応力 500MPa の場合）

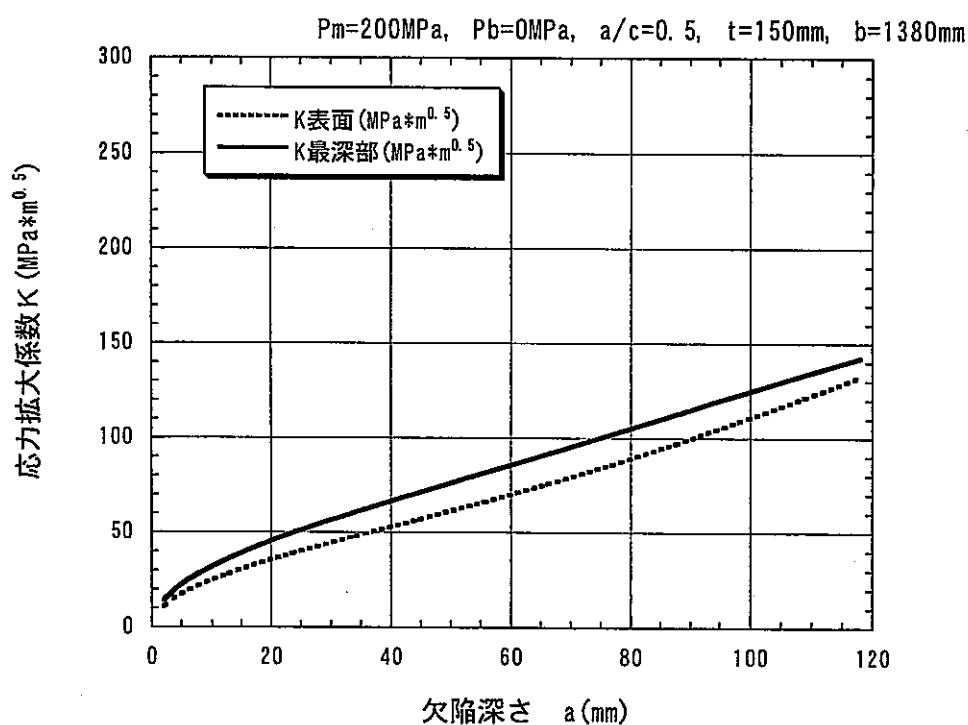


図 6.2.2-2 欠陥深さと応力拡大係数の関係（膜応力 200MPa の場合）